

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Estudo do escoamento pistonado horizontal ar-  
água em tubulações com ramificação "T"**

**VOLUME I**

Autor: **Emerson dos Reis**

Orientador: **Prof. Leonardo Goldstein Júnior**

02/2003

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS**  
**FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**  
**COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**  
**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E FLUIDOS**

# **Estudo do escoamento pistonado horizontal ar- água em tubulações com ramificação "T"**

Autor: **Emerson dos Reis**

Orientador: **Prof. Leonardo Goldstein Júnior**

Curso: Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Térmica e Fluidos

Tese de doutorado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Campinas, 2003

S.P. - Brasil

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA  
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

R278e      Reis, Emerson dos  
              Estudo do escoamento pistonado horizontal ar-água em  
              tubulações com ramificação “T” / Emerson dos Reis. --  
              Campinas, SP: [s.n.], 2003.

              Orientador: Leonardo Goldstein Júnior.  
              Tese (doutorado) - Universidade Estadual de  
              Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

              1. Escoamento bifásico. 2. Escoamento multifásico. 3.  
              Sondas (Instrumentos eletrônicos). 4. Processamento de  
              sinais – Técnica digitais. 5. Tubulação – Dinâmica dos  
              fluidos. 6. Medidas de fluxo. I. Goldstein Júnior,  
              Leonardo. II. Universidade Estadual de Campinas.  
              Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS**  
**FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**  
**COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**  
**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E FLUIDOS**

**Tese de Doutorado**

**Estudo do escoamento pistonado horizontal ar-  
água em tubulações com ramificação "T"**

Autor: **Emerson dos Reis**

Orientador: **Prof. Leonardo Goldstein Júnior**

---

**Prof. Dr. Leonardo Goldstein Júnior, Presidente**  
**Universidade Estadual de Campinas/FEM**

---

**Prof. Dr. Antônio Carlos Bannwart**  
**Universidade Estadual de Campinas/FEM**

---

**Prof. Dr. Luiz Felipe Mendes de Moura**  
**Universidade Estadual de Campinas/FEM**

---

**Prof. Dr. José Maria Saiz Jabardo**  
**Universidade de São Paulo/EESC**

---

**Prof. Dr. Jurandir Itizo Yanagihara**  
**Universidade de São Paulo/POLI**

Campinas, 27 de fevereiro de 2003

## **DEDICATÓRIA**

Dedico este trabalho ao meu pai, Clésio.

## **AGRADECIMENTOS**

Ao professor Leonardo Goldstein Júnior pela confiança e orientação durante todas as fases do trabalho;

Aos técnicos da oficina pela colaboração durante a montagem da instalação: Luiz Zanaga, Luis Gama e Jefferson Antônio de Souza;

Aos companheiros Azamor Cirne de Azevedo Filho, Fábio Luis Fassani, José Antônio Rabi, Paulo César Lenço e Júlio César Dainezi de Oliveira por vários momentos de papos agradáveis;

Aos meus pais Clésio e Maria Helena pelo incentivo;

À minha amada Ana Karina pela sua dedicação e compreensão.

A todos muito obrigado.

*Vale a pena viver.*

## RESUMO

REIS, Emerson dos. *Estudo do escoamento pistonado horizontal ar-água em tubulações com ramificação "T"*: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2003. 600 p. Tese (Doutorado)

Neste trabalho foi estudada a divisão do escoamento pistonado horizontal ar - água em uma ramificação “T” regular com ramais horizontais. Foi construída uma instalação experimental com capacidade de produzir escoamento em bolhas alongadas, pistonado, estratificado liso e estratificado ondulado. Foram desenvolvidos dois instrumentos não intrusivos baseados na medida da capacitância entre eletrodos: um medidor de fração de vazio e um medidor de espessura da camada de líquido. Também foram estudados medidores da descarga da mistura bifásica com base em venturis, sendo que o desempenho destes equipamentos foi verificado experimentalmente. Por outro lado, a observação do escoamento pistonado que entra no tê permitiu a proposição de um modelo mecanicista unidimensional formado pela composição de dois escoamentos mais simples: pistão de líquido com bolhas dispersas e região da bolha alongada. O modelo proposto para a divisão do escoamento pistonado no tê é formado pela integração de outros três modelos: modelo para o cálculo da distribuição do comprimento dos pistões na entrada do tê, modelo para o cálculo dos parâmetros do escoamento pistonado e modelo para o escoamento através do tê. Foi verificada uma concordância razoável entre os resultados teóricos e experimentais para a distribuição das fases e para as perdas de pressão entre o ramal de entrada e os ramais de saída do tê.

### *Palavras-chave*

- Escoamento pistonado, Capacitância, Venturis, Tês, Descarga bifásica.



## **ABSTRACT**

In this work it was studied the horizontal air - water slug flow split in a regular tee branching pipeline. An experimental installation was build to generate long bubbles, slug flow, and smooth and wavy stratified gas-liquid two-phase flows patterns. Two types of non-intrusive capacitance sensors were developed to measure the void fraction and the profiles of elongated bubbles behind the liquid slugs. It were also studied two-phase mass flow meters based on the use of venturis. The performance of these devices was verified experimentally. The observation of the slug flow arriving at the tee allowed the proposition of a mechanistic one-dimensional model based on the composition of simpler flows: liquid slug flow with dispersed bubbles and elongated bubble region flow. The proposed model for flow through the tee was based on the integration of three models: model for calculating the length distribution of the slugs in the tee entrance, model for calculating the slug flow parameters and model for the tee flow. A reasonable agreement between the theoretical and experimental results was verified for phase distribution and pressure drop variation between entrance and each tee branch. Further developments are suggested for continued work in the model.

### *Key Words*

- Slug-flow, Capacitance, Venturi Meter, Tees, Mass Flow Rate.

# SUMÁRIO

## VOLUME I

Lista de figuras	xv
Lista de tabelas	xxxiv
Nomenclatura	xxxvi
CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	01
1.1 Motivação à Pesquisa	01
1.2 Revisão da Literatura	04
1.2.1 Escoamento dividido em tês	04
a. Escoamento monofásico em tês	04
b. Escoamento gás-líquido em tês	06
c. Escoamento pistonado horizontal	20
1.2.2 Instrumentação dedicada a escoamentos gás líquido	24
a. Medidor de descarga bifásica	24
b. Medidor de fração de vazio	26
c. Medidor de espessura do filme de líquido	29
d. Transdutor de capacitância numa seção do escoamento	30
1.3 Objetivos	33
CAPÍTULO 2 - DESCRIÇÃO DA INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL	35
2.1 Descrição da instalação	35
2.1.1 Linha de suprimento de ar	36
2.1.2 Linha de suprimento de água	41
2.1.3 Linha de escoamento gás-líquido	46

2.2 Grandezas Medidas Através de Instrumentos Comerciais	53
2.2.1 Temperaturas	53
2.2.2 Pressões diferenciais e manométricas	54
a. Descrição dos medidores eletrônicos	54
b. Verificação dos transmissores de pressão diferencial	56
2.2.3 Vazões nas linhas monofásicas	57
a. Descrição dos medidores eletrônicos	58
b. Calibração dos medidores de turbina	58
2.2.4 Condições ambientais	63
2.3 Grandezas Medidas Através de Instrumentos Desenvolvidos Neste Trabalho	64
2.4 Sistema de Aquisição de Dados e de Controle	64
2.4.1 Descrição do sistema	64
2.4.2 Determinação das incertezas das grandezas medidas através do sistema de aquisição de dados	71
a. Calibração da placa de aquisição de dados	71
b. Cálculo das incertezas das grandezas	72
<b>CAPÍTULO 3 - DESENVOLVIMENTO DE INSTRUMENTOS DEDICADOS</b>	76
3.1 Medidores de Fração de Vazio	76
3.1.1 Descrição dos medidores	77
3.1.2 Calibração dos medidores de fração de vazio	80
3.1.3 Correção do efeito da variação de temperatura do líquido sobre a medida da fração de vazio	88
3.2 Transdutores de Capacitância numa Seção do Escoamento	95
3.2.1 Descrição dos transdutores	95
3.2.2 Calibração dos transdutores de capacitância	101
3.3 Medidor de Espessura da Camada de Líquido	106
3.3.1 Descrição do medidor	107
3.3.2 Calibração do medidor de espessura da camada de líquido	112
3.3.3 Correção do efeito da variação de temperatura do líquido sobre a medida da espessura da camada de líquido	115

3.3.4 Avaliação do desempenho do medidor	117
a. Resultados obtidos através do Método dos Elementos Finitos	118
b. Avaliação do medidor quando uma bolha alongada passa pelo tubo	133
3.4 Medidores de Descarga Bifásica	141
3.4.1 Modelagem	144
3.4.2 Metodologia de cálculo da descarga bifásica	155
3.4.3 Correção da descarga de gás	156
3.4.4 Correção do efeito da "inundação" sobre a fração de vazio	159
3.4.5 Verificação do desempenho dos "medidores de descarga bifásica"	164
a. Procedimento experimental	165
b. Análise de resultados	168
CAPÍTULO 4 - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL E DE REDUÇÃO DE DADOS	188
4.1 Procedimento Geral de Operação da Instalação	188
4.1.1 Partida da instalação	188
4.1.2 Parada da instalação	190
4.2 Sequência e Procedimentos dos Testes	190
4.2.1 Caracterização dos padrões de escoamentos nos pontos de teste	190
4.2.2 Determinação da distribuição de fases e das variações de pressão através do tê	194
4.3 Análise de Sinais e Redução dos Dados Experimentais	196
4.3.1 Funções de conversão de grandezas dos medidores	198
4.3.2 Caracterização dos escoamentos nos pontos de teste	207
a. Densidade de Probabilidade utilizada na determinação dos padrões de escoamento	209
b. Cálculo da velocidade média de bolhas e pistões através da técnica da Correlação Cruzada de Sinais (CCS)	212
c. Determinação do tempo de passagem de pistões utilizando análise de sinais e cálculo do comprimento dos pistões	214
d. Determinação do perfil das bolhas alongadas	217
4.3.3 Redução dos dados de ensaio do tê	219

a. Distribuição de fases entre os ramais do tê	220
b. Pressões diferenciais entre os ramais	222
<b>CAPITULO 5 - MODELAGEM DO ESCOAMENTO PISTONADO GÁS-LÍQUIDO</b>	
<b>HORIZONTAL EM TÊS</b>	225
5.1 Introdução	225
5.2 escoamento Pistonado Horizontal	226
5.2.1 Modelagem	226
5.2.2 Metodologia de solução das equações	234
5.3 Distribuição do Comprimento dos Pistões de Líquido na Entrada do Tê	237
5.3.1 Modelagem	237
5.3.2 Metodologia de solução das equações	240
5.4 escoamento Pistonado Gás-Líquido Horizontal em Tês	241
5.4.1 Modelagem	242
a. Balanço de massa e quantidade de movimento	242
b. Análise do fenômeno de separação das fases	249
c. Abordagem do escoamento pistonado	261
5.4.2 Metodologia de solução das equações	277
5.5 Integração dos Modelos	283
5.5.1 Diagrama de integração dos modelos	283
<b>CAPÍTULO 6 - APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS</b>	289
6.1 Introdução	289
6.2 Caracterização dos escoamentos na Entrada do Teste	290
6.2.1 Análise da características descritivas do padrão do escoamentos estudados	290
6.2.2 Distribuição do comprimento dos pistões na entrada do tê	311
6.2.3 Perfil das bolhas alongadas na entrada do tê	335
6.3 Caracterização do escoamento Pistonado na Passagem Através pelo Tê	347
6.3.1 Distribuição de fases entre os ramais após o tê	348
6.3.2 Pressões diferenciais entre o ramal de entrada e os ramais de saída do tê	381

CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	396
7.1 Conclusões	396
7.2 Recomendações para Trabalhos Futuros	400
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	402

VOLUME II – Apêndices e Anexos

## Lista de figuras

1.1	Configuração do tê	01
1.2	Tê horizontal regular com ramal lateral ascendente (a), horizontal (b), vertical descendente (c), vertical regular ascendente (d), irregular ascendente (e), regular descendene (f), irregular descendente (g), de impacto regular vertical descendente (h), horizontal (i), vertical (j), verticais ascendentes (k) e (l) e de aresta (m)	02
1.3	Exemplo da distribuição de pressão estática numa ramificação "T" Fonte: Hart <i>et al.</i> (1991)	06
1.4	Linhas de corrente divisoras: (a) Azzopardi & Whalley (1982), (b) Shoham <i>et al.</i> (1987) e Hwang <i>et al.</i> (1988) e (c) Ballyk & Shoukri (1990)	08
1.5	Zonas de influência no ramal de entrada do tê	19
1.6	Modelo básico do escoamento pistonado	21
2.1	Mapa de padrões de escoamento horizontal - interface lisa	36
2.2	Diagrama da instalação	37
2.3	Identificação dos sistemas de controle e instrumentação	38
2.4	Compressor de ar alternativo	39
2.5	Reservatório de ar (RG)	39
2.6	Regulador de pressão e filtro de ar e válvulas de controle	40
2.7	Medidores de vazão de água e de ar (MTL, MTG1 e MTG2)	40
2.8	Reservatório de água (RL)	41
2.9	Desenho de projeto do reservatório de água (RL)	42
2.10	Bomba centrífuga (B)	43
2.11	Filtros de água (FL)	43

2.12	Trocador de calor duplo tubo (TC)	44
2.13	Torre de resfriamento	44
2.14	Linha de desvio com manômetro na saída da bomba, rotâmetro e válvula de controle	45
2.15	Deionizador	46
2.16	Sistema de escoamento bifásico	47
2.17	Tê misturador a 45° (TM)	47
2.18	Vista superior do tê de acrílico (JT)	48
2.19	Desenho de projeto do tê de acrílico	48
2.20	Sistema de medida da descarga bifásica	49
2.21	Válvula de diafragma (VCR2)	49
2.22	Curva de 90° de vidro no ramal lateral	50
2.23	Diagrama isométrico da instalação	50
2.24	Suporte 1 (foram utilizados 2 iguais)	51
2.25	Suporte 2 (foi utilizado 1)	51
2.26	Suporte da tubulação bifásica	52
2.27	União de 1 1/2 pol.	52
2.28	Sistema de ajuste dos tubos de acrílico às uniões de PVC de 1 1/2 pol.	53
2.29	Transmissores de pressão instalados entre os ramais do tê	55
2.30	Transdutor de pressão e termopar tipo T na linha de ar	56
2.31	Esquema de verificação da presença de desvio nos transmissores de pressão	57
2.32	Indicadores dos medidores de vazão	58
2.33	Curva de comparação das vazões medidas através do venturi e através do medidor de turbina	59
2.34	Função exponencial para correção da vazão de água	60
2.35	Curva de comparação das vazões medidas através da placa de orifício e através do medidor de turbina de 3/4 pol.	61
2.36	Função exponencial para correção da vazão de ar	62
2.37	Curva de comparação das vazões medidas através da placa de orifício e pelo medidor de turbina de 1 1/2 pol.	63
2.38	Microcomputador do sistema de aquisição de dados	65



2.39	Bloco de conexão e condicionamento de sinais	65
2.40	Conversão de corrente em tensão utilizando um resistor	66
2.41	Esquema básico do CI conversor de corrente em tensão DC	67
2.42	Vista da placa de circuito impresso do conversor de 4-10 mA para 0-5V	68
2.43	Bloco conversor de 4-20 mA para 0-5V	68
2.44	Vista do interior do bloco conversor de 4-10 mA para 0-5V	69
2.45	Esquema de ligação dos instrumentos ao sistema de aquisição	70
2.46	Esquema do circuito de alimentação e controle da válvula solenóide	70
2.47	Esquema de calibração da placa de aquisição de dados	71
2.48	Curva de calibração da placa de aquisição de dados	72
2.49	Trajetos do sinal desde os transdutores até o sistema de aquisição de dados, representado pelo microcomputador	73
3.1	Possíveis arranjos de montagem dos eletrodos placas paralelas, (b) placas côncavas paralelas, (c) anel duplo, (d) unidirecional, (e) hélice dupla	78
3.2	Dimensões do conjunto de placas	79
3.3	Conjunto de placas com blindagem	79
3.4	Detalhes do conjunto de placas helicoidais	80
3.5	Bancada de calibração dos medidores de fração de vazio	81
3.6	Esquema da bancada de calibração dos medidores de fração de vazio	82
3.7	Luva de nylon	83
3.8	Detalhe da agulha hipodérmica	84
3.9	Sensor de nível	84
3.10	Micrômetro e sistema de medida do nível de líquido	85
3.11	Sistema de calibração dos medidores de fração de vazio	86
3.12	Efeito do ângulo de rotação do sistema de eletrodos sobre a resposta do medidor de fração de vazio	87
3.13	Curva de calibração do medidor de fração de vazio FV2	87
3.14	Curva de calibração do medidor de fração de vazio FV3	88
3.15	Gráfico da tensão de saída do medidor de fração de vazio instalado no ramal principal $V_o$ versus a permissividade dielétrica $\epsilon$ do líquido	91

3.16	Gráfico da tensão de saída do medidor de fração de vazio instalado no ramal lateral $V_o$ versus a permissividade dielétrica $\epsilon$ do líquido	92
3.17	Gráfico da fração de vazio medida no ramal principal com e sem correção versus a temperatura do líquido	92
3.18	Gráfico da fração de vazio medida no ramal principal com e sem correção versus a temperatura do líquido	93
3.19	Comportamento linear da função de calibração de FV2	94
3.20	Esquema simplificado do circuito AC	96
3.21	Capacitâncias parasitas junto aos cabos de conexão	96
3.22	Diagrama em blocos do segundo protótipo do transdutor de capacitância	97
3.23	Conversor corrente-tensão com FETs	98
3.24	Diagrama do terceiro protótipo do transdutor de capacitância	100
3.25	Transdutores de capacitância	100
3.26	Banco de capacitores	101
3.27	Diagrama do banco de capacitores	102
3.28	Bancada de calibração dos transdutores de capacitância	103
3.29	Gráfico de pré-aquecimento do transdutor de capacitância utilizado em FV3	104
3.30	Curva de calibração do transdutor do medidor FV2	105
3.31	Curva de calibração do transdutor do medidor FV3	105
3.32	Medidor de fios paralelos	107
3.33	Vista superior do esquema de montagem dos eletrodos do medidor de espessura da camada de líquido não intrusivo	108
3.34	Conjunto de eletrodos e blindagem	109
3.35	Detalhe do conjunto de eletrodos	109
3.36	Sistema composto de medida de espessura da camada de líquido e comprimento dos pistões de líquido	110
3.37	Esquema de montagem do conjunto de eletrodos	111
3.38	Ângulos de montagem dos eletrodos em relação à gravidade	112
3.39	Resposta do medidor com eletrodos sensor de 3 mm para duas posições de montagem dos eletrodos $\beta = 0^\circ$ e $\beta = 90^\circ$	113

3.40	Resposta do medidor para dois conjuntos de eletrodos com larguras diferentes 3 mm e 5 mm	114
3.41	Curva de calibração do medidor de altura de líquido	115
3.42	Gráfico da tensão de saída do medidor de fração de vazio instalado no ramal principal $V_o$ versus a permissividade dielétrica $\epsilon$ do líquido	116
3.43	Curva de calibração do medidor de altura de líquido	117
3.44	Eletrodos verticais, $h_L/D = 0$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	119
3.45	Eletrodos verticais, $h_L/D = 0,25$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	119
3.46	Eletrodos verticais, $h_L/D = 0,50$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	120
3.47	Eletrodos verticais, $h_L/D = 0,75$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	120
3.48	Eletrodos verticais, $h_L/D = 1$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	121
3.49	Eletrodos verticais, $h_L/D = 0$ e $q = 120,0^\circ$ (menor)	121
3.50	Eletrodos verticais, $h_L/D = 0,25$ e $q = 120,0^\circ$ (menor)	122
3.51	Eletrodos verticais, $h_L/D = 0,50$ e $q = 120,0^\circ$ (menor)	122
3.52	Eletrodos verticais, $h_L/D = 0,75$ e $q = 120,0^\circ$ (menor)	123
3.53	Eletrodos verticais, $h_L/D = 1$ e $q = 120,0^\circ$ (menor)	123
3.54	Eletrodos horizontais, sensor em cima, $h_L/D = 0$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	124
3.55	Eletrodos horizontais, sensor em cima, $h_L/D = 0,25$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	124
3.56	Eletrodos horizontais, sensor em cima, $h_L/D = 0,50$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	125
3.57	Eletrodos horizontais, sensor em cima, $h_L/D = 0,75$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	125
3.58	Eletrodos horizontais, sensor em cima, $h_L/D = 1$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	126
3.59	Eletrodos horizontais, sensor em baixo, $h_L/D = 0$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	126
3.60	Eletrodos horizontais, sensor em baixo, $h_L/D = 0,25$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	127
3.61	Eletrodos horizontais, sensor em baixo, $h_L/D = 0,50$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	127
3.62	Eletrodos horizontais, sensor em baixo, $h_L/D = 0,75$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	128
3.63	Eletrodos horizontais, sensor em baixo, $h_L/D = 1$ e $q = 170,1^\circ$ (maior)	128
3.64	Capacitância calculada $C_x$ para eletrodos montados verticalmente	130
3.65	Capacitância calculada $C_x$ para eletrodos montados horizontalmente	130
3.66	Capacitâncias calculadas para eletrodos verticais, $q = 170^\circ$ e 3 mm de largura	131
3.67	Efeito da tensão superficial	132

3.68	Curva de calibração do medidor de altura de líquido	133
3.69	Perfil da bolha com eletrodo de 3 mm, $Fr = 0,637$ e $\mathbf{b} = 0^\circ$	136
3.70	Perfil da bolha com eletrodo de 3 mm, $Fr = 0,637$ e $\mathbf{b} = 0^\circ$	137
3.71	Perfil da bolha com eletrodo de 3 mm, $Fr = 1,146$ e $\mathbf{b} = 0^\circ$	137
3.72	Perfil da bolha com eletrodo de 3 mm, $Fr = 1,146$ e $\mathbf{b} = 0^\circ$	138
3.73	Perfil da bolha com eletrodo de 5 mm, $Fr = 0,637$ e $\mathbf{b} = 0^\circ$	138
3.74	Perfil da bolha com eletrodo de 5 mm, $Fr = 0,637$ e $\mathbf{b} = 90^\circ$	139
3.75	Perfil da bolha com eletrodo de 5 mm, $Fr = 1,146$ e $\mathbf{b} = 0^\circ$	139
3.76	Perfil da bolha com eletrodo de 5 mm, $Fr = 1,146$ e $\mathbf{b} = 90^\circ$	140
3.77	Técnica alternativa para medida das descargas das fases nos ramais do tê	142
3.78	Desenho de projeto dos tubos de venturi	143
3.79	Vista do medidor de descarga bifásica	144
3.80	Volume de controle infinitesimal	145
3.81	Volume de controle no venturi	148
3.82	Correlações da fração de vazio $\mathbf{a}$ em função do título $x$	153
3.83	Exemplo dos sinais de fração de líquido e de pressão diferencial através do venturi quando o escoamento é pistonado	156
3.84	Efeito do fenômeno de inundação sobre o sinal de <i>holdup</i> $u_{LS} = 0,20$ m/s e $u_{GS} = 1,36$ m/s	160
3.85	Posição do medidor de fração de vazio em relação ao venturi	161
3.86	Sinais da fração de líquido $I - \mathbf{a}$ e da variável auxiliar	162
3.87	Diagrama em blocos do programa computacional DESCBIF.FOR	163
3.88	Sistema de testes dos medidores de descarga bifásica	165
3.89	Mapa de padrões com pontos experimentais	166
3.90	Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com $u_{LS} = 0,08$ m/s e $u_{GS} = 1,36$ m/s (ponto 1)	168
3.91	Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com $u_{LS} = 0,20$ m/s e $u_{GS} = 1,36$ m/s (ponto 2)	169
3.92	Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com $u_{LS} = 0,40$ m/s e $u_{GS} = 1,36$ m/s (ponto 3)	169

3.93	Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com $u_{LS} = 0,80$ m/s e $u_{GS} = 1,36$ m/s (ponto 4)	170
3.94	Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com $u_{LS} = 0,80$ m/s e $u_{GS} = 3,27$ m/s (ponto 5)	170
3.95	Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com $u_{LS} = 0,80$ m/s e $u_{GS} = 6,0$ m/s (ponto 6)	171
3.96	Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com $u_{LS} = 0,50$ m/s e $u_{GS} = 6,0$ m/s (ponto 7)	171
3.97	Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com $u_{LS} = 0,08$ m/s e $u_{GS} = 6,0$ m/s (ponto 8)	172
3.98	Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com $u_{LS} = 0,08$ m/s e $u_{GS} = 3,27$ m/s (ponto 9)	172
3.99	Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com $u_{LS} = 0,08$ m/s e $u_{GS} = 2,0$ m/s (ponto 10)	173
3.100	Comparação entre a soma das descargas nas linhas monofásicas $M_{mon}$ e calculadas através do modelo de fases separadas	176
3.101	Comparação entre a soma das descargas nas linhas monofásicas $M_{mon}$ e calculadas através do modelo de fases separadas	177
3.102	Comparação entre a soma das descargas nas linhas monofásicas $M_{mon}$ e calculadas através do modelo de fases separadas	177
3.103	Correlação do coeficiente de correção da descarga de gás $W$ para o medidor 2	181
3.104	Correlação do coeficiente de correção da descarga de gás $W$ para o medidor 3	182
3.105	Comparação das correlações $W$ versus $u_{GS}/u_{LS}$ dos medidores 2 e 3	183
3.106	Comparação das descargas de gás na linha monofásica $M_{Gmon}$ calculadas $M_G$ sem correção	184
3.107	Comparação das descargas de gás na linha monofásica $M_{Gmon}$ calculadas $M_G$ com correção	184
3.108	Efeito do tamanho do conjunto de amostras (ponto 2)	185
3.109	Efeito do tamanho do conjunto de amostras (ponto 4)	186
4.1	Curva de carga da bomba modelo $\phi 134$ DLG - 8	189
4.2	Mapa de padrões com pontos experimentais	192

4.3	Percursos do sinal dos transdutores ao sistema de aquisição (a) com conversão corrente-tensão, (b) sem conversão	198
4.4	Função de conversão do conversor corrente-tensão	199
4.5	Função de conversão do transmissor de pressão diferencial	200
4.6	Função de conversão do transmissor de pressão diferencial	201
4.7	Função de conversão do transdutor de pressão manométrica - PG	202
4.8	Função de conversão do transdutor de pressão manométrica - P1	203
4.9	Função de conversão do medidor de vazão de água – MTL	204
4.10	Função de conversão do medidor de vazão de ar - MTG1	205
4.11	Função de conversão do medidor de vazão de ar - MTG2	206
4.12	Gráficos da densidade de probabilidade para vários escoamentos gás-líquido Fonte: [Costigan e Whalley (1996)]	209
4.13	Diagrama em blocos do programa computacional MAPA.FOR	211
4.14	Caminho dos sinais de $h_L$ utilizados no cálculo da velocidade translacional média do escoamento pistonado	212
4.15	Amostra dos sinais de tensão para correlação cruzada $u_{LS} = 0,80$ m/s e $u_{GS} = 1,36$ m/s	213
4.16	Amostra dos sinais de tensão para correlação cruzada $u_{LS} = 0,80$ m/s e $u_{GS} = 1,36$ m/s	214
4.17	Gráfico de $h_L/D$ e de $V_{aux}$ versus tempo, $u_{LS} = 0,80$ m/s e $u_{GS} = 1,36$ m/s	215
4.18	Diagrama em blocos do programa computacional LENGCL.FOR	217
4.19	Diagrama em blocos do programa computacional PROFILE.FOR	219
4.20	Diagrama em blocos do programa computacional TEE.FOR	223
5.1	Modelo do escoamento estratificado horizontal	227
5.2	Definição de $\xi$	233
5.3	Diagrama em bloco do programa SLUSOL.FOR (a), da subrotina FSOL (b) e da subrotina FILM (c)	236
5.4	Esquema de distribuição dos pistões na entrada do tubo	237
5.5	Perfis de velocidade nos pistões de líquido	238
5.6	Diagrama em blocos do programa computacional LENG SOL.FOR	241
5.7	Tê típico	242

5.8	Ângulos da ramificação "T" em relação ao nível horizontal	244
5.9	Linha de corrente típica	249
5.10	Modelo de distribuição das fases baseado no conceito de linhas de corrente divisoras	251
5.11	Balanco de forças nas linhas de corrente do gás e do líquido	252
5.12	Diagrama vetorial do balanço de forças	253
5.13	Linhas de corrente representadas como arcos de círculo	255
5.14	Variação do raio de curvatura da linha de corrente em função da distância	257
5.15	Arcos de círculo representando linhas de corrente	258
5.16	Representação dos ângulos	259
5.17	Geometria do escoamento pistonado horizontal	262
5.18	Áreas de desvio do escoamento pistonado	263
5.19	Identificação dos ramais do tê	265
5.20	Definição das regiões espessa e delgada	268
5.21	Área de desvio na região da camada delgada	272
5.22	Diagrama em blocos do programa computacional TEE.FOR (a) e da subrotina NEWTONS (b)	280
5.23	Diagrama de blocos da subrotina FX (a) e da subrotina FEX (b)	281
5.24	Diagrama da função F1	282
5.25	Esquema de passagem de parâmetros entre os modelos	284
5.26	Espessura adimensional $h_f/D$ versus $z$ (perfil da bolha)	286
5.27	Velocidade da fase líquida adimensional $u_f/u_t$ versus $z$	286
5.28	Velocidade da fase gasosa adimensional $u_G/u_t$ versus $z$	287
5.29	Diagrama de blocos do programa computacional LINKSOL.FOR	288
6.1	Mapa de padrões com pontos experimentais	291
6.2	Sinal proveniente do medidor de $h_L$ no ponto 1 $u_{LS} = 0,080$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s	294
6.3	Distribuição de Probabilidade dos sinais de $h_L/D$ no ponto 1	294
6.4	Sinal proveniente do medidor de $h_L$ no ponto 10 $u_{LS} = 0,080$ m/s e $u_{GS} = 2,016$ m/s	295

6.5	Distribuição de Probabilidade dos sinais de $h_L/D$ no ponto 10	295
6.6	Sinal proveniente do medidor de $h_L$ no ponto 9 $u_{LS} = 0,080$ m/s e $u_{GS} = 3,225$ m/s	296
6.7	Distribuição de Probabilidade dos sinais de $h_L/D$ no ponto 9	296
6.8	Sinal proveniente do medidor de $h_L$ no ponto 8 $u_{LS} = 0,082$ m/s e $u_{GS} = 5,926$ m/s	297
6.9	Distribuição de Probabilidade dos sinais de $h_L/D$ no ponto 8	297
6.10	Sinal proveniente do medidor de $h_L$ no ponto 2 $u_{LS} = 0,198$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s	299
6.11	Distribuição de Probabilidade dos sinais de $h_L/D$ no ponto 2	299
6.12	Sinal proveniente do medidor de $h_L$ no ponto 3 $u_{LS} = 0,410$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s	300
6.13	Distribuição de Probabilidade dos sinais de $h_L/D$ no ponto 3	300
6.14	Sinal proveniente do medidor de $h_L$ no ponto 4 $u_{LS} = 0,788$ m/s e $u_{GS} = 1,392$ m/s	301
6.15	Distribuição de Probabilidade dos sinais de $h_L/D$ no ponto 4	301
6.16	Sinal proveniente do medidor de $h_L$ no ponto 5 $u_{LS} = 0,797$ m/s e $u_{GS} = 3,225$ m/s	304
6.17	Distribuição de Probabilidade dos sinais de $h_L/D$ no ponto 5	304
6.18	Sinal proveniente do medidor de $h_L$ no ponto 6 $u_{LS} = 0,788$ m/s e $u_{GS} = 6,131$ m/s	305
6.19	Distribuição de Probabilidade dos sinais de $h_L/D$ no ponto 6	305
6.20	Sinal proveniente do medidor de $h_L$ no ponto 7 $u_{LS} = 0,497$ m/s e $u_{GS} = 6,165$ m/s	306
6.21	Distribuição de Probabilidade dos sinais de $h_L/D$ no ponto 7	306
6.22	Sinal proveniente do medidor de $h_L$ no ponto 13 $u_{LS} = 0,200$ m/s e $u_{GS} = 2,013$ m/s	308
6.23	Distribuição de Probabilidade dos sinais de $h_L/D$ no ponto 13	308



6.24	Sinal proveniente do medidor de $h_L$ no ponto 11 $u_{LS} = 0,198$ m/s e $u_{GS} = 3,026$ m/s	309
6.25	Distribuição de Probabilidade dos sinais de $h_L/D$ no ponto 11	309
6.26	Sinal proveniente do medidor de $h_L$ no ponto 12 $u_{LS} = 0,301$ m/s e $u_{GS} = 3,170$ m/s	310
6.27	Distribuição de Probabilidade dos sinais de $h_L/D$ no ponto 12	310
6.28	Comparação da velocidade translacional média determinada para os pontos de teste com a correlação empírica de Ishii (1977)	312
6.29	Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,198$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s	313
6.30	Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,410$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s	314
6.31	Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,788$ m/s e $u_{GS} = 1,392$ m/s	314
6.32	Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,797$ m/s e $u_{GS} = 3,225$ m/s	315
6.33	Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,788$ m/s e $u_{GS} = 6,131$ m/s	315
6.34	Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,497$ m/s e $u_{GS} = 6,165$ m/s	316
6.35	Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,198$ m/s e $u_{GS} = 3,026$ m/s	316
6.36	Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,301$ m/s e $u_{GS} = 3,170$ m/s	317
6.37	Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,200$ m/s e $u_{GS} = 2,013$ m/s	317
6.38	Distribuição do comprimento dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,198$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s, ponto 2	319

6.39	Distribuição do comprimento dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,410$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s, ponto 3	320
6.40	Distribuição do comprimento dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,788$ m/s e $u_{GS} = 1,392$ m/s, ponto 4	320
6.41	Distribuição do comprimento dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,797$ m/s e $u_{GS} = 3,225$ m/s, ponto 5	321
6.42	Distribuição do comprimento dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,788$ m/s e $u_{GS} = 6,131$ m/s, ponto 6	321
6.43	Distribuição do comprimento dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,497$ m/s e $u_{GS} = 6,165$ m/s, ponto 7	322
6.44	Distribuição do comprimento dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,198$ m/s e $u_{GS} = 3,026$ m/s, ponto 11	322
6.45	Distribuição do comprimento dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,301$ m/s e $u_{GS} = 3,170$ m/s, ponto 12	323
6.46	Distribuição do comprimento dos pistões de líquido $u_{LS} = 0,200$ m/s e $u_{GS} = 2,013$ m/s, ponto 13	323
6.47	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 2	325
6.48	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 3	326
6.49	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 4	326
6.50	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 5	327
6.51	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 6	327
6.52	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 7	328
6.53	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 11	328

6.54	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 12	329
6.55	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 12	329
6.56	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 2	330
6.57	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 3	331
6.58	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 4	331
6.59	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 5	332
6.60	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 6	332
6.61	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 7	333
6.62	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 11	333
6.63	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 12	334
6.64	Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 13	334
6.65	Perfis de três bolhas alongadas, ponto 2 $u_{LS} = 0,198$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s	337
6.66	Perfis teórico e experimental (3) da bolha alongada $u_{LS} = 0,410$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s, ponto 3	338
6.67	Perfis teórico e experimental (3) da bolha alongada $u_{LS} = 0,788$ m/s e $u_{GS} = 1,392$ m/s, ponto 4	338
6.68	Perfis teórico e experimental (3) da bolha alongada $u_{LS} = 0,797$ m/s e $u_{GS} = 3,225$ m/s, ponto 5	339

6.69	Perfis teórico e experimental (3) da bolha alongada $u_{LS} = 0,788$ m/s e $u_{GS} = 6,131$ m/s, ponto 6	339
6.70	Perfis teórico e experimental (3) da bolha alongada $u_{LS} = 0,497$ m/s e $u_{GS} = 6,165$ m/s, ponto 7	340
6.71	Perfis de três bolhas alongadas, ponto 11 $u_{LS} = 0,198$ m/s e $u_{GS} = 3,206$ m/s	340
6.72	Perfis teórico e experimental (3) da bolha alongada $u_{LS} = 0,301$ m/s e $u_{GS} = 3,170$ m/s, ponto 12	341
6.73	Perfis teórico e experimental (3) da bolha alongada $u_{LS} = 0,200$ m/s e $u_{GS} = 2,013$ m/s, ponto 13	341
6.74	Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido $u_{LS} = 0,198$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s, ponto 2	343
6.75	Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido $u_{LS} = 0,410$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s, ponto 3	343
6.76	Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido $u_{LS} = 0,788$ m/s e $u_{GS} = 1,392$ m/s, ponto 4	344
6.77	Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido $u_{LS} = 0,797$ m/s e $u_{GS} = 3,225$ m/s, ponto 5	344
6.78	Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido $u_{LS} = 0,788$ m/s e $u_{GS} = 6,131$ m/s, ponto 6	345
6.79	Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido $u_{LS} = 0,497$ m/s e $u_{GS} = 6,165$ m/s, ponto 7	345
6.80	Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido $u_{LS} = 0,198$ m/s e $u_{GS} = 3,206$ m/s, ponto 11	346
6.81	Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido $u_{LS} = 0,301$ m/s e $u_{GS} = 3,170$ m/s, ponto 12	346
6.82	Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido $u_{LS} = 0,200$ m/s e $u_{GS} = 2,013$ m/s, ponto 13	347

- 6.83 Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 2  $u_{LS} = 0,202$  m/s e  $u_{GS} = 1,377$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0) 351
- 6.84 Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 2  $u_{LS} = 0,202$  m/s e  $u_{GS} = 1,377$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0) 351
- 6.85 Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 2  $u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0) 352
- 6.86 Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 2  $u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0) 352
- 6.87 Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 2  $u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0) 353
- 6.88 Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 2  $u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0) 353
- 6.89 Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 2  $u_{LS} = 0,202$  m/s e  $u_{GS} = 1,383$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0) 354
- 6.90 Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 2  $u_{LS} = 0,202$  m/s e  $u_{GS} = 1,383$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0) 354
- 6.91 Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 2  $u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,383$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0) 355
- 6.92 Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 2  $u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,383$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0) 355
- 6.93 Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 4  $u_{LS} = 0,796$  m/s e  $u_{GS} = 1,380$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0) 357
- 6.94 Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 4  $u_{LS} = 0,796$  m/s e  $u_{GS} = 1,380$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0) 357
- 6.95 Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 4  $u_{LS} = 0,795$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0) 358

6.96	Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 4 $u_{LS} = 0,795$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)	358
6.97	Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 4 $u_{LS} = 0,791$ m/s e $u_{GS} = 1,377$ m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)	359
6.98	Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 4 $u_{LS} = 0,791$ m/s e $u_{GS} = 1,377$ m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)	359
6.99	Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 4 $u_{LS} = 0,795$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)	360
6.100	Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 4 $u_{LS} = 0,795$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)	360
6.101	Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 4 $u_{LS} = 0,797$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)	361
6.102	Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 4 $u_{LS} = 0,797$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)	361
6.103	Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,794$ m/s e $u_{GS} = 6,015$ m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0)	362
6.104	Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,764$ m/s e $u_{GS} = 6,015$ m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0)	362
6.105	Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,794$ m/s e $u_{GS} = 5,969$ m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)	363
6.106	Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,794$ m/s e $u_{GS} = 5,969$ m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)	363
6.107	Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,791$ m/s e $u_{GS} = 5,975$ m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)	364
6.108	Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,791$ m/s e $u_{GS} = 5,975$ m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)	364

6.109	Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,781$ m/s e $u_{GS} = 5,972$ m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)	365
6.110	Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,781$ m/s e $u_{GS} = 5,972$ m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)	365
6.111	Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,769$ m/s e $u_{GS} = 5,969$ m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)	367
6.112	Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,769$ m/s e $u_{GS} = 5,969$ m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)	367
6.113	Comparação da descarga no ramal de entrada (1) com a soma das descargas calculadas nos ramais principal (2) e lateral (3)	372
6.114	Comparação da descarga no ramal de entrada (1) com a soma das descargas calculadas nos ramais principal (2) e lateral (3)	375
6.115	Comparação da descarga de gás no ramal de entrada (1) com a soma das descargas de gás calculadas nos ramais principal (2) e lateral (3)	378
6.116	Comparação das frações bifásicas desviadas para o ramal lateral teórica e experimental	379
6.117	Comparação da razão de títulos teórica e experimental	380
6.118	Comparação dos razões de títulos teórica pela experimental versus a fração de desvio da mistura no ramal lateral (3)	381
6.119	Localização das tomadas de pressão e do medidor de espessura da camada de líquido $h_L$ em relação à ramificação "T"	382
6.120	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 2 $u_{LS} = 0,202$ m/s e $u_{GS} = 1,377$ m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0)	383
6.121	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 2 $u_{LS} = 0,204$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)	384
6.122	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 2 $u_{LS} = 0,204$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)	384

6.123	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 2 $u_{LS} = 0,202$ m/s e $u_{GS} = 1,383$ m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)	385
6.124	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 2 $u_{LS} = 0,204$ m/s e $u_{GS} = 1,383$ m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)	385
6.125	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 4 $u_{LS} = 0,796$ m/s e $u_{GS} = 1,380$ m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)	386
6.126	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 4 $u_{LS} = 0,795$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)	387
6.127	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 4 $u_{LS} = 0,791$ m/s e $u_{GS} = 1,377$ m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)	387
6.128	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 4 $u_{LS} = 0,791$ m/s e $u_{GS} = 1,377$ m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)	388
6.129	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 4 $u_{LS} = 0,797$ m/s e $u_{GS} = 1,371$ m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)	388
6.130	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,794$ m/s e $u_{GS} = 6,015$ m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0)	389
6.131	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,794$ m/s e $u_{GS} = 5,969$ m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)	390
6.132	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,791$ m/s e $u_{GS} = 5,975$ m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)	390
6.133	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,781$ m/s e $u_{GS} = 5,972$ m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)	391
6.134	Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 6 $u_{LS} = 0,769$ m/s e $u_{GS} = 5,969$ m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)	391
6.135	Comparação das variações de pressão entre os ramais de entrada (1) e o principal (2), $Dp_{12}$ , versus a taxa de desvio da mistura bifásica $F_{I3}$	392



6.136	Comparação das variações de pressão entre os ramais de entrada (1) e o lateral (3), $Dp_{13}$ , versus a taxa de desvio da mistura bifásica $F_{I3}$	394
6.137	Comparação das pressões diferenciais $\Delta p_{13}$ teóricas e experimentais	395
6.138	Comparação das pressões diferenciais $\Delta p_{12}$ teóricas e experimentais	395

## Lista de tabelas

2.1	Incertezas das medidas de cada grandeza para cada medidor	74
3.1	Conjunto de velocidades superficiais e vazões de teste	167
3.2	Tamanho das amostras e taxas de aquisição para cada canal	167
3.3	Títulos $x$ calculados e densidades da mistura $r_{2f}$ para os modelos: homogêneo (MH), fases separadas (MFS) e fluxo da quantidade de movimento constante (MFQM)	175
3.4	Descargas bifásicas: soma das descargas nas linhas monofásicas ( $M_{mon}$ ), dos modelos: homogêneo (MH), fases separadas (MFS) e fluxo da quantidade de movimento constante (MFQM)	176
3.5	Desvios das descargas bifásicas $e_i$ para cada modelo: homogêneo (MH), fases separadas (MFS) e fluxo da quantidade de movimento constante (MFQM)	178
3.6	Média aritmética e média geométrica dos desvios $e_M$ e $e_G$ considerando todos os pontos $N = 10$	179
3.7	Média aritmética e média geométrica dos desvios $e_M$ e $e_G$ considerando os pontos de escoamento pistonado $N = 6$	180
3.8	Valores do coeficiente de correção da descarga de gás $W$ calculados para o medidor 2	181
3.9	Valores do coeficiente de correção da descarga de gás $W$ calculados para o medidor 3	182
3.10	Valores de descarga da bifásica calculados com e sem utilizar a metodologia de correção do efeito de inundação sobre a fração de vazio	187
4.1	Conjunto de velocidades superficiais e vazões de teste	191

4.2	Tamanho dos conjuntos de amostras e taxas de aquisição utilizados na caracterização dos escoamentos bifásicos	193
4.3	Posições das válvulas VCR2 e VCR3 para cada teste	195
5.1	Parâmetros intercambiados entre os modelos	284
6.1	Conjunto de vazões, pressões e temperaturas medidas nos testes	292
6.2	Conjunto de velocidades superficiais e translacionais $u_t$ determinadas para os escoamentos pistonados nos pontos de teste	311
6.3	Vazões, pressões manométricas e temperaturas medidas e durante os testes	348
6.4	Frações de vazio, títulos e pressões diferenciais nos venturis médios nos ramais	369
6.5	Descargas das fases calculadas nos ramais de entrada (1) , principal (2) e lateral (3)	370
6.6	Descargas bifásicas calculadas nos ramais de entrada (1) , principal (2) e lateral (3)	371
6.7	Descargas bifásicas calculadas nos ramais quando VCR3 está toda fechada	372
6.8	Soma das descargas de líquido e de gás em cada ramal de saída	373
6.9	Frações de desvio totais e de cada fase calculadas para cada ramal	376
6.10	Soma das frações de desvio calculadas para cada ramal	377
6.11	Pressões diferenciais médias entre os ramais do tê	393

## Nomenclatura

### *Letras Latinas*

$a$	Coeficiente angular, [ $^{\circ}$ ]
$A$	Área de seção transversal do tubo, [m <sup>2</sup> ]
$A_f$	Área ocupada pelo líquido na seção transversal do tubo, [m <sup>2</sup> ]
$A_L$	Área de seção transversal ocupada pelo líquido, [m <sup>2</sup> ]
$A_G$	Área de seção transversal ocupada pelo gás, [m <sup>2</sup> ]
$A_S$	Área ocupada pelo líquido devido à tensão superficial, [m <sup>2</sup> ]
$A_2$	Área de seção da garganta do venturi, [m <sup>2</sup> ]
$A_I$	Área de seção da entrada do venturi, [m <sup>2</sup> ]
$c$	Constante de proporcionalidade, [-]
$C$	Constante de proporcionalidade, [-]
$C_o$	Coeficiente de correlação, [-]
$C_x$	Capacitância, [pF]
$d$	Diâmetro da garganta do venturi, [mm]
$D$	Diâmetro interno do tubo, [mm]
$D_e$	Diâmetro externo do tubo, [mm]
$D_H$	Diâmetro hidráulico, [m]
$e_i$	Componente de incerteza $i$ , [ $^{\circ}$ ]

$f_f$	Fator de atrito do líquido, [-]
$f_G$	Fator de atrito do gás, [-]
$f_s$	Frequência de passagem dos pistões, [Hz]
$F_{I2}$	Fração de desvio da mistura bifásica do ramal de entrada (1) para o principal (2), [-]
$F_{I3}$	Fração de desvio da mistura bifásica do ramal de entrada (1) para o lateral (3), [-]
$(F_{I2})_L$	Fração razão de desvio do líquido para o ramal principal (2), [-]
$(F_{I3})_L$	Fração razão de desvio do líquido para o ramal lateral (3), [-]
$(F_{I2})_G$	Fração razão de desvio do gás para o ramal principal (2), [-]
$(F_{I3})_G$	Fração razão de desvio do gás para o ramal principal (3), [-]
$Fr_U$	Número de Froude, [-]
$g$	Aceleração da gravidade, [m/s <sup>2</sup> ]
$G$	$\Omega^{-1}$
$h_f$	Espessura do filme de líquido, [m]
$h_L$	Espessura da camada de líquido, [mm]
$l_b$	Comprimento da bolha alongada na entrada do tubo, [m]
$l_f$	Comprimento da bolha alongada, [m]
$l_s$	Comprimento do pistão de líquido, [m]
$l_u$	Comprimento da unidade do escoamento pistonado, [m]
$L$	Comprimento do tubo, [m]
$M_G$	Descarga da fase gasosa, [kg/h]
$M_L$	Descarga da fase líquida, [kg/h]
$M_{G1}$	Descarga de gás no ramal de entrada (1), [kg/h]
$M_{G2}$	Descarga de gás no ramal principal (2), [kg/h]
$M_{G3}$	Descarga de gás no ramal lateral (3), [kg/h]
$M_{L1}$	Descarga de líquido no ramal de entrada (1), [kg/h]
$M_{L2}$	Descarga de líquido no ramal principal (2), [kg/h]

$M_{L3}$	Descarga de líquido no ramal lateral (3), [kg/h]
$M_1$	Descarga da mistura bifásica no ramal de entrada (1), [kg/h]
$M_2$	Descarga da mistura bifásica no ramal principal (2), [kg/h]
$M_3$	Descarga da mistura bifásica no ramal lateral (3), [kg/h]
$N_s$	Número de pistões de líquido, [-]
$p$	Pressão manométrica
$p_G$	Pressão manométrica do gás, [bar]
$p_1$	Pressão manométrica em 1, [mmca]
$p_2$	Pressão manométrica em 2, [mmca]
$P_a$	Pressão absoluta, [Pa]
$q$	Coeficiente de correlação, [-]
$Q_G$	Vazão de gás (ar), [m <sup>3</sup> /h]
$Q_{GM}$	Vazão de gás medida através da placa de orifício, [m <sup>3</sup> /h]
$Q_L$	Vazão de líquido (água), [l/min]
$Q_{LM}$	Vazão de líquido medida através do venturi, [l/min]
$r$	Raio de concordância, [mm]
$R$	Raio interno do tubo, [mm] Constante geral do ar, [J/kg °C]
$R_B$	Raio da blindagem externa, [mm]
$R_f$	Fração de líquido ou <i>holdup</i> na região da bolha alongada, [-]
$R_e$	Raio externo do tubo, [mm]
$R_s$	Fração de líquido ou <i>holdup</i> no pistão, [-]
$s$	Fator de escorregamento, [-]
$S_f$	Perímetro do tubo em contato com o líquido, [m]
$S_G$	Perímetro do tubo em contato com o gás, [m]
$S_i$	Área da interface gás-líquido, [m <sup>2</sup> ]
$t$	Tempo, [s]

$t_{95}$	Coeficiente $t$ de <i>student</i> para intervalo de confiança de 95%, [-]
$T$	Temperatura, [°C]
$T_a$	Temperatura absoluta, [K]
$T_o$	Temperatura da condição de calibração, [°C]
$u_b$	Velocidade média das bolhas dispersas no pistão, [m/s]
$u_d$	Velocidade de propagação da bolha dentro do tubo em líquido parado, [m/s]
$u_f$	Velocidade média do líquido sob a bolha alongada, [m/s]
$u_G$	Velocidade do gás na bolha alongada, [m/s]
$u_{GS}$	Velocidade superficial da fase gasosa (ar), [m/s]
$u_L$	Velocidade média do líquido no pistão, [m/s]
$u_{LS}$	Velocidade superficial da fase líquida (água), [m/s]
$u_m$	Velocidade média do pistão de líquido, [m/s]
$u_S$	Velocidade superficial da mistura bifásica, [m/s]
$u_t$	Velocidade translacional do pistão de líquido ou da cabeça da bolha alongada, [m/s]
$u_x$	Incerteza percentual, [%]
$U$	Velocidade média de escoamento do líquido, [m/s]
$U_{f,i}$	Velocidade translacional da cabeça da bolha alongada, [m/s]
$U_{S,i}$	Velocidade de translação do pistão $i$ , [m/s]
$V$	Tensão elétrica de saída, [V]
$V_{aux}$	Variável auxiliar, [-]
$V_f$	Tensão junto ao eletrodo fonte, [V]
$V_o$	Tensão de saída nas condições de calibração, [V]
$V_s$	Sinal senoidal, [V]
$x$	Título, [-]
$x_L$	Distância do ponto de mistura das fases até a entrada da ramificação “T”, [m]
$X$	Coeficiente de Lockhart-Martinelli, [-]

$X_i$	Coordenada axial da cauda do pistão ou da cabeça da bolha alongada, [m]
$Y_i$	Coordenada axial do cabeça do pistão ou da cauda da bolha alongada, [m]
$z$	Coordenada axial, [m]

### ***Letras Gregas***

$a$	Fração de vazio, [-]
$a_f$	Fração de vazio na região da bolha alongada, [-]
$a_s$	Fração de vazio média no pistão de líquido, [-]
$a_2$	Fração de vazio no ramal principal (2), [-]
$a_3$	Fração de vazio no ramal lateral (3), [-]
$b$	Ângulo de giro, razão de diâmetros, [°]
$x$	Altura adimensional de aplicação da força hidrostática, [-]
$Dp_{Go}$	Quebra de pressão quando a fase gasosa escoar sozinha pelo tubo, [Pa]
$Dp_{Lo}$	Quebra de pressão quando a fase líquida escoar sozinha pelo tubo, [Pa]
$Dp_v$	Pressão diferencial no venturi, [mmca]
$Dp_{v2}$	Pressão diferencial no venturi instalado no ramal principal (2), [mmca]
$Dp_{v3}$	Pressão diferencial no venturi instalado no ramal lateral (3), [mmca]
$Dp_{12}$	Quebra de pressão entre o ramal de entrada (1) e o ramal principal (2), [mmca]
$Dp_{13}$	Quebra de pressão entre o ramal de entrada (1) e o ramal lateral (3), [mmca]
$Dt$	Intervalo de tempo, [s]
$Dt_i$	Intervalo de tempo de passagem do pistão $i$ , [s]
$e$	Permissividade dielétrica relativa, [-]
$e_i$	Desvio percentual, [%]
$e_G$	Desvio percentual médio geométrico, [%]
$e_M$	Desvio percentual médio aritmético, [%]



$f_{Lo}$	Multiplicado bifásico, [-]
$G_G$	Fator de correção da vazão de gás, [-]
$G_L$	Fator de correção da vazão de líquido, [-]
$m_G$	Viscosidade da fase gasosa (ar), [Pa s]
$m_L$	Viscosidade dinâmica da fase líquida (água), [Pa s]
$u$	Volume específico, [m <sup>3</sup> /kg]
$n_G$	Velocidade relativa do gás na bolha alongada, [m/s]
$n_f$	Velocidade relativa do líquido no filme, [m/s]
$W$	Fator de correção da descarga de gás, [-]
$g$	Ângulo entre os ramos principal (2) e lateral (3) , [°]
$r_G$	Densidade da fase gasosa (ar) [kg/m <sup>3</sup> ]
$r_L$	Densidade da fase líquida (água), [kg/m <sup>3</sup> ]
$r_M$	Densidade da mistura bifásica, [kg/m <sup>3</sup> ]
$t_f$	Tensão cisalhante junto ao líquido, [Pa]
$t_G$	Tensão cisalhante junto ao gás, [Pa]
$q$	Ângulo de contato do eletrodo junto ao perímetro do tubo, [°] Ângulo de contato do líquido junto ao perímetro do tubo, [°]

### ***Abreviações***

FDP	Função Densidade de Probabilidade
PDF	<i>Probability Density Function</i>

# CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

## 1.1 Motivação à Pesquisa

Ramificações "T" ou tês são componentes freqüentemente encontrados em tubulações de indústrias de produção de óleo e gás, processos químicos, refinarias de petróleo, plantas de geração de energia e são responsáveis pela condução de fluidos monofásicos ou multifásicos.

É denominada de tê a região onde dois tubos se interceptam formando três ramais. Entre estes ramais o fluido pode se combinar em uma única saída a partir de duas entradas, chamado tê de combinação do escoamento, ou se dividir entre duas saídas a partir de uma única entrada, chamado de tê de divisão do escoamento.

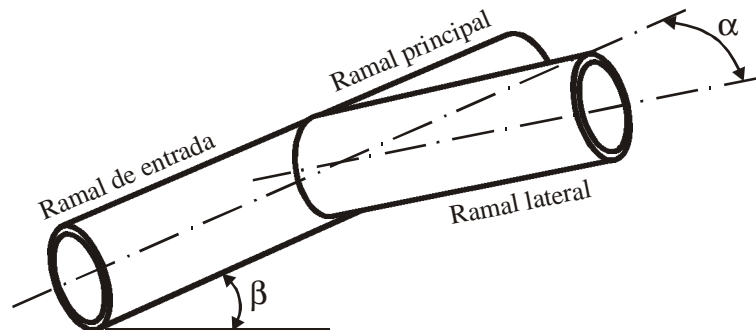


Figura 1.1 – Configuração do tê

Quando o tê é de divisão do escoamento, como mostrado na Figura 1.1, os ramais são denominados de ramal de entrada por onde o fluido entra no tê, ramal de saída principal ou somente ramal principal aquele que possui o mesmo eixo axial da tubulação do ramal principal e,

ramal secundário ou ramal lateral que possui um certo ângulo  $\alpha$  entre o seu eixo axial e o eixo do ramal de entrada.

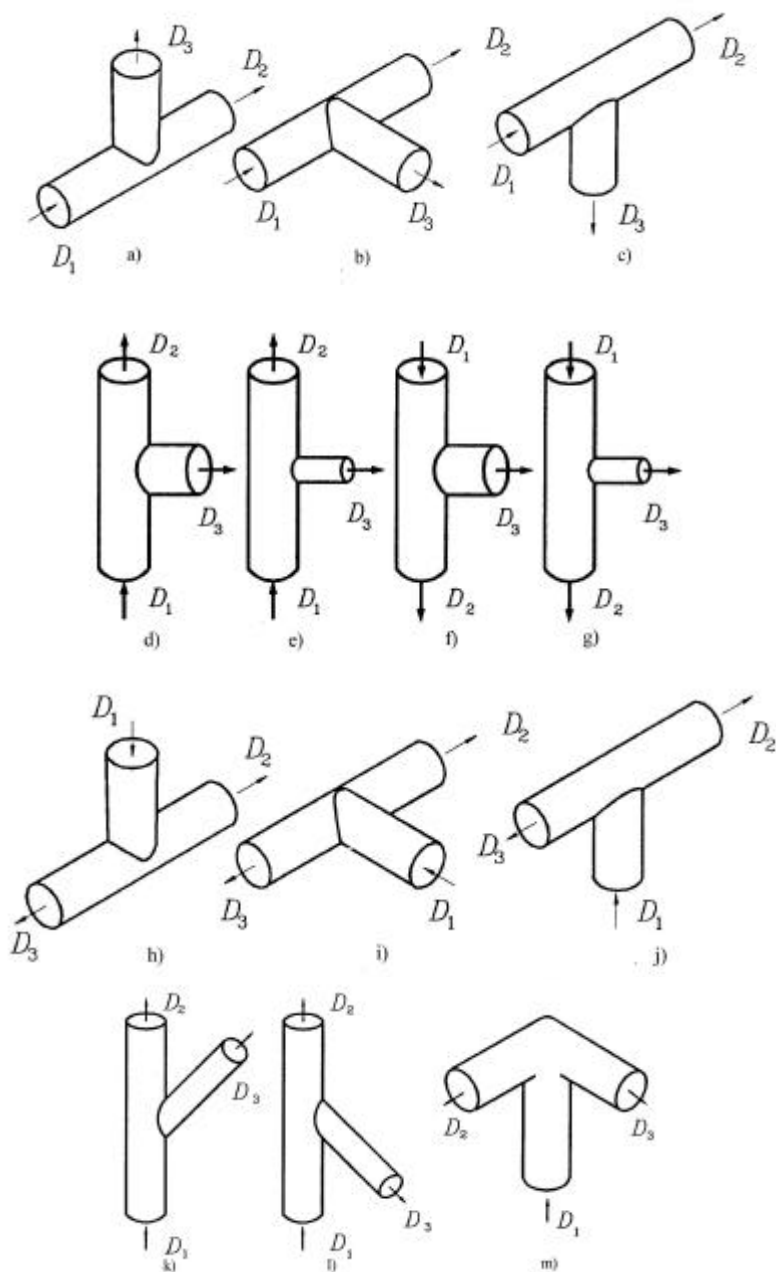


Figura 1.2 - Tê horizontal regular com ramal lateral ascendente (a), horizontal (b), vertical descendente (c), vertical regular ascendente (d), irregular ascendente (e), regular descendente (f), irregular descendente (g), de impacto regular vertical descendente (h), horizontal (i), vertical (j), verticais ascendentes (k) e (l) e de aresta (m).

Como mostrado na Figura 1.2 são classificados em horizontais, verticais ou inclinados dependendo da orientação do ramal de entrada em relação à gravidade; regulares ou irregulares se os diâmetros das tubulações do ramal principal e do ramal lateral são iguais ou diferentes, respectivamente; ascendentes ou descendentes dependendo da orientação do escoamento no interior dos tubos; ainda, um tê é denominado de impacto se o escoamento ao invés de entrar pelo ramal de entrada entra pelo ramal lateral.

Quando o escoamento gás-líquido ou bifásico entra no tê as fases tendem a se repartir entre os ramais lateral e o principal. A hipótese mais simples é a de as fases se repartam em quantidades iguais, isto é, os títulos (razão entre massa de gás e a massa total) dos escoamentos no ramal principal e no ramal lateral são iguais, o que na maior parte das vezes diverge completamente da realidade. Sob certas condições toda a fase líquida pode escoar através do ramal lateral e nenhum líquido pelo ramal principal. Sob outras condições o oposto é observado e todo o líquido escoar através do ramal principal, enquanto que o ramal lateral recebe a fase gasosa. Entre estes dois extremos a fase líquida se distribui de forma não uniforme e desconhecida. Como resultado dessa não uniformidade ocorre uma mudança de composição das fases em relação à entrada da ramificação e, portanto, uma mudança dos padrões do escoamento nos ramais principal e lateral.

O fato é que qualquer uma das fases pode escoar preferencialmente através de um ou outro ramal dependendo de um conjunto de parâmetros como das descargas de gás e líquido na entrada, das densidades e viscosidades das fases, da tensão superficial e ângulo de contato gás-líquido-sólido, do padrão do escoamento na entrada e de parâmetros geométricos como dos diâmetros da entrada e dos ramais principal e lateral, do ângulo de conexão entre o ramal lateral e o tubo principal, do ângulo de inclinação entre os ramais principal e lateral, do raio de concordância na conexão entre o tubo principal e o ramal lateral. Este grande número de variáveis faz com que o fenômeno de distribuição das fases e quedas de pressão em um tê seja ainda pouco entendido e constitua um desafio. Por outro lado, é de grande importância conhecer os mecanismos de queda de pressão e distribuição das fases que acabam por determinar o procedimento de operação e eficiência dos demais equipamentos da instalação.

## **1.2 Revisão da Literatura**

Neste capítulo é apresentada a síntese da revisão da literatura realizada para o estudo do escoamento em ramificações tê quando o padrão na entrada é pistonado.

Os itens tratam do estudo da fluidodinâmica e modelagem do escoamento gás-líquido em ramificações da tubulação e do próprio escoamento pistonado horizontal em tubos. É também apresentada a síntese do conhecimento necessário ao desenvolvimento de instrumentos especiais realizado neste trabalho.

### **1.2.1 Escoamento dividido em tês**

O trabalho foi iniciado pelo estudo dos mecanismos do escoamento monofásico e depois do escoamento gás-líquido bifásico. Alguns fenômenos são comuns a ambos sendo que aquele em duas fases é mais complexo.

#### **a. Escoamento monofásico em tês**

O comportamento do escoamento monofásico em tês e outras singularidades foi estudado inicialmente por Hoopers *et al.* (1948), Dow (1950), McNown (1953), Gardel (1957) e Acrivos *et al.* (1959). Estes autores relataram como determinar de forma empírica as variações de pressão e a distribuição de fluido entre os ramos da ramificação. A metodologia apresentada permite o cálculo com precisão de até 5%.

Num dos primeiros estudos McNown (1953) relatou a existência de uma zona de recirculação no ramal lateral e a caracterizou pelo descolamento do escoamento na região de intersecção dos tubos para dentro do ramal lateral. O autor usou ainda o conceito da linha de corrente livre para calcular a razão de contração do escoamento no ramal lateral e, para isso, admitiu que o escoamento no ramal lateral é limitado pela parede do tubo e por uma linha de corrente de pressão constante que delimita uma superfície divisora no ramal de entrada. O autor assumiu que a contração do escoamento é o maior responsável pela queda de pressão entre o ramal de entrada e o lateral e, a partir desta hipótese calculou a queda de pressão total utilizando coeficientes de contração abrupta do escoamento e verificou uma boa concordância com dados experimentais.

Atualmente a estrutura do escoamento monofásico é bastante conhecida, principalmente devido ao trabalho experimental de Popp e Sallet (1983). Os autores determinaram o campo de velocidades e as quedas de pressão nos três ramais do tê de seção retangular usando um sistema de anemometria a laser (LDA). Eles verificaram a existência de uma segunda zona de recirculação ocasionalmente localizada no ramal principal antes da ramificação, além daquela no ramal lateral. Lemonnier e Hervieu (1991) explicaram este fenômeno da seguinte forma: tão logo exista escoamento no ramal lateral, a vazão de fluido no ramal principal passa a ser menor do que a da entrada causando a diminuição da velocidade e o aumento da pressão ao longo do sentido principal do escoamento e, como consequência, a camada de fluido em contato com a parede oposta ao ramal lateral experimenta um gradiente positivo de pressão. Aumentando a taxa de extração de fluido para o ramal lateral a camada oposta se destaca quando o gradiente positivo de pressão é suficientemente grande. A zona de recirculação pode crescer até ocupar toda a seção do tubo do ramal principal quando a taxa de extração é alta. Por outro lado, em baixas taxas de extração a camada pode não se separar e o escoamento no ramal lateral se assemelha ao que ocorre em uma cavidade fechada.

O procedimento apresentado por McNown (1953) foi aperfeiçoado por Lemonnier e Hervieu (1991) para incluir tês de ângulos arbitrários e a metodologia foi verificada experimentalmente.

A Figura 1.3 mostra um exemplo de distribuição de pressão em um escoamento monofásico nas vizinhanças da ramificação tê. A figura mostra que as quedas de pressão ao longo dos ramais de entrada (1), principal (2) e lateral (3) podem ser determinadas apropriadamente através dos métodos usuais (fatores de atrito de Fanning ou Blasius). Entretanto, a presença do tê provoca distúrbios na distribuição da pressão estática. A figura mostra uma recuperação da pressão entre a entrada e o ramal principal e uma queda entre a entrada e o ramal lateral. Estes fenômenos podem ser entendidos como um balanço macroscópico de energia, isto é, a variação da pressão é resultado do balanço da energia cinética e energia potencial e das perdas por atrito oriundas de duas contribuições de acordo com Hart *et al.* (1991): atrito interno ao escoamento fluido devido à formação de regiões de recirculação no tê; e atrito entre o fluido e as paredes do duto que pode ser pequena se os ramais se estenderem por pequenos comprimentos de tubo.

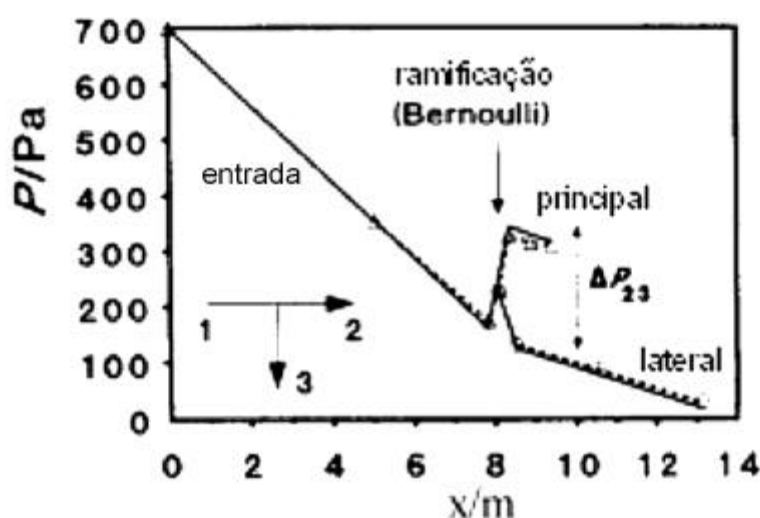


Figura 1.3 - Exemplo da distribuição de pressão estática numa ramificação tê

Fonte: Hart *et al.* (1991)

## b. Escoamento gás-liquido em tês

As primeiras tentativas de prever o fenômeno de distribuição das fases em um tê foram extensões dos estudos para escoamento monofásico, inicialmente por Tsuyana e Taya (1959) e depois Founda (1970), Founda e Rhodes (1974) e Collier (1976) que mostraram que a metodologia utilizada era inadequada.

Oranje (1973) estudou a distribuição de condensado em linhas de transporte de gás natural. Ele investigou o fenômeno em laboratório e sugeriu que os fenômenos que controlam a rota principal da fase líquida são a pressão relativamente baixa do lado do ramal lateral, a inércia do líquido, o padrão de escoamento de entrada e a geometria do ramal lateral. Bergman *et al.* (1975) desenvolveu um “mapa de distribuição” baseado nos dados de Oranje (1973) e realizou algumas extrapolações que não se justificaram experimentalmente.

Hong (1978) estudou a variação do título do vapor de água em sistemas de distribuição considerando tês de impacto regulares e de dimensão reduzida com diâmetro interno de 9,525 mm. Ele sugeriu a distribuição das fases entre os ramais é governada por um balanço de forças entre a força centrípeta na fase gasosa que cria uma região de baixa pressão no ramal lateral e que faz com que o líquido também seja desviado para este ramal e a força inercial do líquido que acaba por arrastar gás para o ramal principal. O autor desenvolveu um procedimento empírico para calcular a distribuição das fases entre os ramais que não considera o diâmetro do tubo, padrão do escoamento, linha de pressão e propriedades dos fluidos.

Honan & Lahey (1981) realizaram mais estudos empíricos e incluíram uma grande quantidade de dados experimentais. Porém, nenhuma tentativa de desenvolvimento de um método analítico foi realizada.

Azzopardi & Whalley (1982) examinaram vários padrões de escoamento gás-líquido em um tubo vertical com o ramal lateral montado horizontalmente. Eles determinaram que o escoamento é muito sensível ao padrão de escoamento existente no ramal de entrada. Verificaram que se o padrão é anular (*annular flow*) ou agitante (*churn flow*), a fase líquida tem preferência pelo ramal lateral enquanto que quando o padrão é em bolhas (*bubble flow*) o oposto é observado e o gás tem preferência pelo ramal lateral. Baseados em suas observações, eles sugeriram um modelo geométrico simples para o escoamento vertical anular ajustado aos seus dados experimentais. Neste modelo, os autores assumiram que o gás e o líquido que divergem para o ramal lateral são oriundos de uma mesma “zona de influência” definida a partir de considerações geométricas mostradas na Figura 1.4 - a.



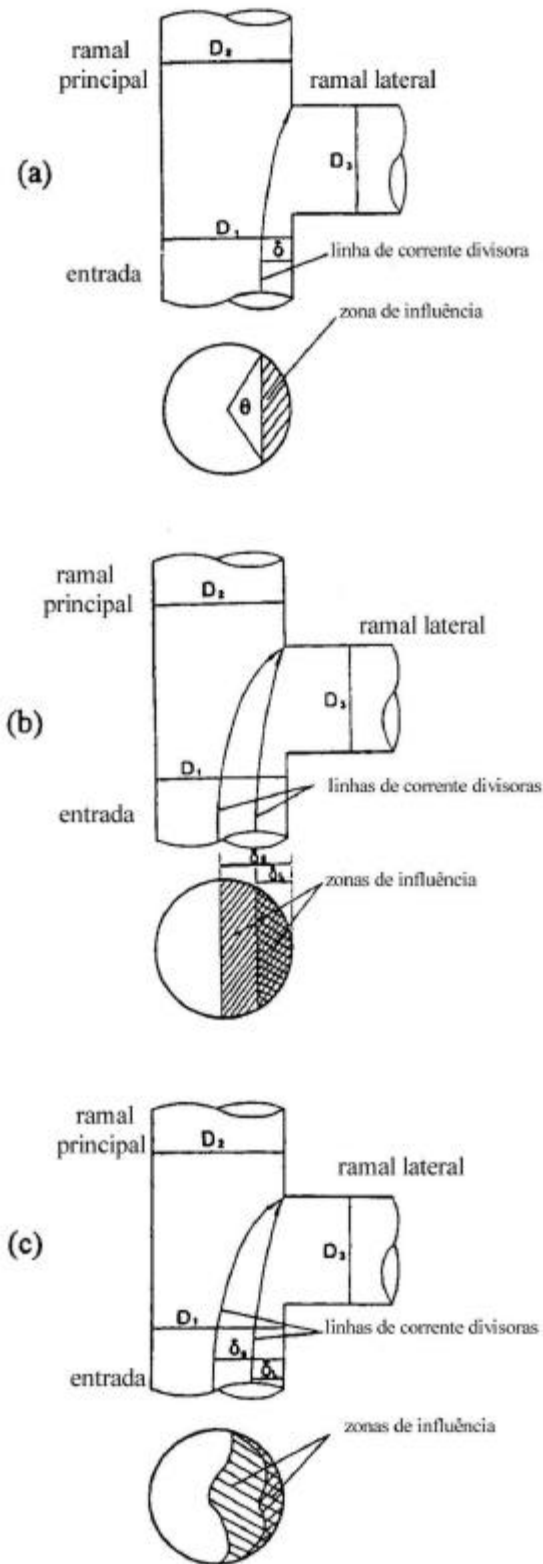


Figura 1.4 - Linhas de corrente divisoras: (a) Azzopardi & Whalley (1982), (b) Shoham *et al.* (1987) e Hwang *et al.* (1988) e (c) Ballyk & Shoukri (1990)

Saba & Lahey (1984) apresentaram muitos dados experimentais para ar e água escoando em um tê horizontal regular incluindo tanto a distribuição das fases quanto as variações de pressão através dos ramais. Utilizando estes dados os autores desenvolveram um modelo que permite o cálculo da distribuição das fases. O modelo teórico é baseado em cinco equações de conservação: continuidade da mistura; continuidade da fase gasosa; balanço de quantidade de movimento da mistura no ramal lateral; balanço da quantidade de movimento da fase gasosa no ramal lateral e balanço de quantidade de movimento da mistura no ramal principal. A solução deste sistema de equações fornece a distribuição de gás e de líquido na ramificação tê. Embora que as investigações prévias de Azzopardi e Whalley (1982) mostraram uma forte influência do padrão de escoamento na entrada do tê sobre a distribuição das fases, este modelo não considera o padrão de escoamento. Porém, segundo Lahey (1986) para o cálculo da distribuição das fases o modelo de Azzopardi & Whalley (1982) geralmente conduz a bons resultados em baixas taxas de extração para o ramal lateral, enquanto que o modelo de Saba & Lahey (1984) mostra-se mais preciso em altas taxas de extração.

Seeger *et al.* (1986) realizaram experimentos de distribuição das fases em um tê regular com ramal principal horizontal e três orientações do ramal lateral: horizontal, vertical ascendente e vertical descendente. Os autores apresentaram correlações empíricas para a distribuição do escoamento de líquido baseados nos dados experimentais obtidos no primeiro trabalho.

Reimann & Seeger (1986) reportaram a distribuição de pressão no ramal principal para ar-água e vapor-água em um tê horizontal regular. Uma correlação foi desenvolvida para calcular a queda de pressão através dos ramais principal e lateral. Os autores concluíram que os resultados do modelo foram insatisfatórios quando a orientação do ramal lateral era vertical ascendente.

Sholam *et al.* (1987) e Hwang *et al.* (1988) desenvolveram modelos mecanicista para a distribuição das fases baseados na existência de diferentes linhas de corrente divisoras, isto é, “zonas de influência” que separam o gás e o líquido que seguirão através do ramal lateral, como mostrado na Figura 1.4 - b. A posição das linhas de corrente foi determinada por Sholam *et al.* (1987) através de um balanço de forças simplificado baseado no cálculo da separação centrífuga das fases devido ao caminho circular que os elementos de fluido percorrem na entrada do ramal

lateral. Por outro lado, Hwang *et al.* (1988) determinaram as “zonas de influência” através do balanço das forças dominantes que agem em cada fase. Em ambos os trabalhos os autores simplificaram o problema considerando que o escoamento é bidimensional e que a localização das linhas de corrente divisoras dependem das coordenadas  $\delta_L$  e  $\delta_g$ , como mostrado na Fig. 1.4 - b.

Azzopardi *et al.* (1987) apresentaram um estudo da distribuição das fases considerando o escoamento anular na entrada de um tê de impacto regular com diâmetro interno de 32 mm. O comportamento dos dados obtidos pelos autores obtidos é diferente daquele verificado por Hong (1978). A razão para esta discrepância não ficou muito clara mas dois fatores podem ser considerados: o número de Weber que determina a importância da tensão superficial é várias ordens de grandeza menor no experimento de Hong (1978) do que no de Azzopardi *et al.* (1987); a inércia das fases para as várias configurações dos ramais laterais testados foi muito menor nos experimentos de Hong (1978) do que nos experimentos de Azzopardi *et al.* (1987).

Ballyk *et al.* (1988) apresentaram dados experimentais da distribuição de fases em um tê horizontal com escoamento anular de vapor-água. Os dados incluem além da distribuição das fases através do tê, distribuição de pressão e fração de vazio ao longo dos ramais. Os autores calcularam a variação de pressão entre a entrada e o ramal principal através de um balanço axial de quantidade de movimento admitindo o escoamento em fases separadas e homogêneo. A variação de pressão da entrada para o ramal lateral foi calculada tomando um balanço de energia mecânica das parcelas reversível e irreversível de variação de pressão. Os autores verificaram que tomando um multiplicador de perda de pressão através do ramal lateral, este se mostrou dependente da taxa de distribuição das fases e da geometria da ramificação, porém, não depende das condições do escoamento na entrada. Os autores verificaram uma concordância razoável entre os dados experimentais e teóricos.

Rubel *et al.* (1988) publicaram um conjunto de dados experimentais para escoamento vapor-água em baixa pressão em uma ramificação tê horizontal regular para vários padrões de escoamento na entrada bem como várias taxas de extração pelo ramal lateral. A influência de um conjunto de variáveis foi investigada (efeito do título, descarga e velocidade superficial do

líquido na entrada), e foram feitas comparações com correlações empíricas e analíticas como as apresentadas por Seeger *et al.* (1986), Azzopardi & Whalley (1982) e Hwang *et al.* (1988). Os resultados mostraram uma boa concordância. Além disso, Rubel *et al.* (1988) apresentaram o desenho de projeto de uma ramificação tê com 37,6 mm de diâmetro interno, raio “zero” de concordância no ponto de união dos ramais e fabricada em latão.

Hwang *et al.* (1989) apresentaram um estudo teórico da separação de fases em um tê de impacto. O modelo apresentado é aplicável a várias configurações do tê e vários regimes de escoamento na entrada sendo baseado no conceito de linhas de corrente divisoras e “zonas de influência” para cada fase. Os autores verificaram uma concordância entre os dados experimentais da literatura e os resultados teóricos em cerca de  $\pm 25\%$ .

Ballyk & Shoukri (1990) aperfeiçoaram a idéia de duas linhas de corrente divisoras para as fases e desenvolveram um modelo aplicável quando o ramal de entrada e o ramal principal são montados horizontalmente. Eles determinaram a posição de ambas as linhas de corrente separadamente traçando o caminho das partículas de fluido através da teoria de linha de corrente livre e de escoamento potencial. Através desta metodologia a posição das linhas de corrente divisoras varia com a elevação junto à seção transversal do tubo, como mostrado na Fig. 1.4 - c. Considerando uma interdependência entre a distribuição das fases e as variações de pressão, os autores aplicaram balanços de quantidade de movimento nos quais foram utilizadas duas correlações empíricas de variações de pressão para o fechamento do sistema de equações. Portanto, o modelo requer medidas ou correlações para as variações de pressão o que acaba por restringir sua aplicabilidade.

Davis *et al.* (1990) apresentaram medidas da distribuição da fração de vazio e das velocidades das fases nas vizinhanças de uma ramificação tê com diâmetro de 50 mm, ramal de entrada e principal verticais com escoamento gás-líquido em bolhas ascendente e ramal lateral horizontal. As distribuições de velocidade, quantidade de movimento e energia foram determinadas a partir de medidas efetuadas com uma sonda de agulha combinadas com as equações para o escoamento de mistura compressível. Foram calculados, assim, os coeficientes de queda de pressão através do ramal lateral. Os autores verificaram que estes coeficientes têm

ordens de grandeza comparáveis aos do escoamento monofásico, embora em algumas situações verificaram a presença de variações temporais da fração de vazio em torno de 0,2 no ramal lateral e 0,6 o diâmetro do tubo na entrada da ramificação, o que verifica a natureza pulsante do fenômeno sob certas condições.

Lightstone *et al.* (1991) estudaram a divisão das fases em ramificações "Y" com diâmetro interno de 20 mm com ramais horizontais simétricos. Os autores mediram a fração de vazio média, a queda de pressão em vários pontos da tubulação de entrada e nos ramais e determinaram também a transição do padrão de escoamento entre a entrada e os ramais devido à divisão do escoamento. Foi apresentado um modelo de cálculo da fração de vazio e da queda de pressão através da ramificação usando um modelo de fases separadas. Os resultados obtidos mostraram que o escoamento bifásico em todos os ramais é fortemente afetado pela presença da ramificação e que os efeitos se estendem ao longo do ramal de entrada quando o escoamento possui baixa quantidade de movimento e ao longo dos ramais de saída da ramificação quando o escoamento possui alta quantidade de movimento. Ambos os resultados numérico e experimental revelam a ocorrência de um grande aumento na fração de vazio no escoamento após a ramificação.

Hart *et al.* (1991) desenvolveram um modelo baseado na teoria de linhas de corrente divisoras e "zonas de influência" para escoamento gás-líquido através de têes horizontais com ramal lateral horizontal e baixa fração de líquido ( $< 0.06$ ). Os resultados do modelo foram comparados a dados experimentais para sistemas com diferentes propriedades de transporte e três tipos de geometria do tê: sem raio de concordância na junção entre o ramal lateral e o tubo principal, com um pequeno raio de concordância e um tê de redução. Foi verificada uma concordância razoável dos dados.

Lemonnier & Hervieu (1991) apresentaram um modelo para o cálculo da distribuição das fases em um tê com escoamento em bolhas. Os autores modelaram o escoamento monofásico bidimensional utilizando equações locais (mapeamento conforme) e depois calcularam o caminho das bolhas de gás como resultado do escoamento monofásico. Finalmente, o conhecimento das trajetórias das bolhas foi utilizado para determinar a separação das fases no tê. Apesar do modelo desconsiderar a interação entre as bolhas acaba por conduzir a bons resultados.

Azzopardi & Smith (1992) estudaram o efeito da orientação do ramal lateral e da geometria do ramal principal do tê com escoamento estratificado ondulado ou anular na entrada. Foi estudada uma ramificação tê horizontal com o ramal lateral vertical ascendente. Os autores verificaram que a geometria do ramal principal afeta a quantidade de líquido que escoo pelo ramal lateral para o escoamento estratificado ondulado, porém, não tem efeito algum sobre escoamento anular.

Mudde *et al.* (1993) estudaram experimentalmente a queda de pressão e distribuição das fases do escoamento ar-água em uma ramificação tê horizontal de redução em escala industrial com diâmetro de 230 mm e ramal lateral vertical ascendente com 100 mm de diâmetro. Os padrões do escoamento na entrada foram: estratificado, estratificado ondulado e em bolhas. Os experimentos revelaram que os dados são muito semelhantes aos obtidos para tês menores e que, portanto, os modelos baseados em tês menores podem ser utilizados para caracterizar de forma qualitativa a distribuição das fases em tês maiores. Os autores observaram a ocorrência de pulsações do escoamento no ramal lateral devido á geometria da tubulação (curvas, válvulas, etc.) o que acaba afetando a distribuição das fases.

Azzopardi (1994) mediu e observou o fenômeno de distribuição das fases em um tê regular com 125 mm de diâmetro, com ramais de entrada e principal verticais e ramal lateral montado na horizontal. O padrão de escoamento estudado foi o gás-líquido anular. O autor comparou seus dados com aqueles obtidos dos modelos disponíveis na literatura: Sholam *et al.* (1987), Azzopardi (1989) e Hart *et al.* (1991) e concluiu que nenhum dos modelos conduziu a bons resultados. Verificou também que a distribuição das fases na ramificação de 125 mm de diâmetro é muito semelhante à observada para ramificações de 32 mm e que o acúmulo de líquido no ramal principal está associado à uma curva instalada a 16D de distância após a ramificação.

Buell *et al.* (1994) apresentaram dados experimentais da distribuição das fases e quedas de pressão do escoamento ar-água em uma ramificação tê regular de 37,6 mm de diâmetro com pressão de entrada de 1,5 bar absoluto. Os dados correspondem aos padrões de escoamento na entrada estratificado, estratificado ondulado, pistonado e anular. Os autores compararam seus

dados com os obtidos através de modelos disponíveis na literatura tal como os apresentados por Azzopardi & Whalley (1982), Hwang *et al.* (1988), e a correlação empírica proposta por Seeger *et al.* (1986) para a distribuição das fases. Além disso, os autores compararam seus dados de variação de pressão através do tê como os obtidos através dos modelos de Founda & Rodes (1974), Saba & Lahey (1984) e Reimann & Seeger (1986). Os autores reportaram uma grande derivação entre os modelos e que o modelo de Founda & Rodes (1974) apresentou melhores resultados.

Charron & Whalley (1995) estudaram os mecanismos de distribuição do escoamento em um tê vertical com o ramal lateral horizontal tanto para escoamento monofásico quanto para bifásico anular. Para o escoamento monofásico algumas características da *vena contracta* do escoamento no ramal principal e formas das linhas de corrente divisoras foram medidas e para o escoamento bifásico foram realizados experimentos com fios de algodão. Os dados indicaram que em baixas taxas de extração uma grande quantidade do filme de líquido que entra no ramal lateral é rejeitada para o tê e segue pelo ramal principal e que este fenômeno é mais significativo para o filme de líquido do que para o gás. Por outro lado, em taxas de extração mais altas uma parte do líquido que entra no ramal principal volta para a região do tê. Este fenômeno foi examinado com tinta adicionada ao líquido e uma câmara de vídeo de alta velocidade e foi associado a dois fatores: formação da *vena contracta* em certas condições e acúmulo de líquido no ramal principal.

Roberts *et al.* (1995) apresentaram dados experimentais da distribuição das fases em uma ramificação tê horizontal regular de diâmetro de 125 mm relativamente maior do que a dos demais trabalhos da literatura. As medidas foram feitas para escoamento estratificado, anular e próximo da transição entre estratificado e anular. Os autores desenvolveram também um modelo mecanicista ajustado para baixa fração de líquido ( $< 0,04$ ) e depois compararam os resultados do modelo com os obtidos experimentalmente e com outras fontes da literatura. Eles observaram que a tendência dos dados é muito similar aos para tubos de menor diâmetro e concluíram que não existe nenhuma diferença atribuída a efeitos de escala.

Peng *et al.* (1996) apresentaram dados experimentais para escoamento anular em uma ramificação tê horizontal e ramal lateral inclinado para baixo. Os autores verificaram que a orientação do ramal lateral é um parâmetro importante na distribuição das fases, isto é, o aumento da inclinação negativa do ramal lateral provoca uma redução do grau de separação das fases. Os autores atribuíram o fenômeno a uma não uniformidade na distribuição da espessura da camada de líquido do escoamento anular na entrada. Os dados experimentais foram comparados com os teóricos calculados através de modelos disponíveis na literatura.

Penmatcha *et al.* (1996) investigaram experimentalmente e teoricamente o fenômeno de distribuição de fases do escoamento estratificado ondulado em uma ramificação tê regular horizontal com ramal lateral inclinado. Os dados foram obtidos para inclinações para baixo do ramal lateral (em relação ao plano horizontal do tubo principal) de  $-5^\circ$ ,  $-10^\circ$ ,  $-25^\circ$ ,  $-40^\circ$  e  $-60^\circ$  e inclinações para cima de  $1^\circ$ ,  $5^\circ$ ,  $20^\circ$  e  $35^\circ$ . Os dados revelaram um efeito significativo da gravidade sobre a distribuição das fases de que quanto maior a inclinação negativa mais líquido escoava pelo ramal lateral e, para o caso de  $-60^\circ$  foi observado que todo o líquido divergia para o ramal lateral. Quando as inclinações eram positivas, verificou-se a presença significativa de gás escoando pelo ramal lateral ocorrendo até a ausência de líquido. Porém, uma vez que o líquido começa a escoar, os autores perceberam que não era preciso aumentar muito a quantidade de gás escoando pelo ramal lateral para que a quantidade de líquido crescesse rapidamente. Em  $35^\circ$ , quase todo o gás divergia para o ramal lateral independentemente da quantidade de líquido. Os autores desenvolveram ainda um modelo mecanicista de cálculo da distribuição das fases para inclinações tanto negativas quanto positivas. O modelo considera as equações de conservação de momento aplicadas às linhas de corrente divisoras para o líquido e para o gás. Boa concordância foi verificada entre os dados experimentais e do modelo para todos os casos.

Baseados no trabalho de Penmatcha *et al.* (1996), Marti & Shoham (1997) estudaram experimentalmente e teoricamente a distribuição do escoamento estratificado ondulado em ramificações tê com o ramal lateral inclinado, porém, de redução. Os dados experimentais foram obtidos para inclinações para baixo do ramal lateral (em relação ao plano horizontal do tubo principal) de  $-5^\circ$ ,  $-10^\circ$ ,  $-25^\circ$ ,  $-40^\circ$  e  $-60^\circ$  e para inclinações para cima de  $1^\circ$ ,  $5^\circ$ ,  $10^\circ$  e  $20^\circ$ . Os dados revelaram que o aumento da inclinação negativa do ramal lateral provoca um aumento da



quantidade de líquido escoando através do ramal lateral devido à alta velocidade do gás no ramal lateral e à gravidade. Quando ocorre um aumento da inclinação positiva, a aceleração da gravidade tende a diminuir a quantidade de líquido no ramal lateral. Os autores compararam os dados obtidos para  $\theta$  de redução com os para  $\theta$  regular obtidos por Penmatcha *et al.* (1996). Aperfeiçoaram ainda o modelo desenvolvido por Penmatcha *et al.* (1996) para predição do fenômeno de distribuição de fases considerando tanto para inclinações negativas quanto positivas do ramal lateral. Os autores observaram uma boa concordância dos dados experimentais e teóricos no que se refere às tendências e formas das curvas e, uma razoável concordância no que se refere aos valores absolutos.

Hatziavramidis *et al.* (1997) estudaram o escoamento ar-água e vapor-água através de  $\theta$ s de divisão e impacto. Os autores consideraram que sob certas circunstâncias quando a fração volumétrica das gotas de líquido não muda apreciavelmente, quando a densidade do líquido é muito maior do que a do gás e as taxas de escoamento ou a fração volumétrica do gás são altas, o escoamento pode ser considerado potencial, isto é, irrotacional, incompressível e invíscido e, neste caso, métodos tais como o mapeamento conforme podem ser utilizados. Esta mesma metodologia também foi adotada por Sholam *et al.* (1987) e Lemonnier & Hervieu (1991). Hatziavramidis *et al.* (1997) desenvolveram ainda um código numérico (CFD) para escoamento gás-líquido transiente através de ramificações  $\theta$ .

Peng & Shoukri (1997) desenvolveram um modelo para o cálculo da distribuição das fases em uma ramificação  $\theta$  e escoamento anular. O modelo consiste de dois modelos menores: um considera a distribuição das fases na entrada do  $\theta$  e outro a distribuição das fases através do  $\theta$ . Na modelagem da distribuição das fases através do  $\theta$ , as linhas de corrente divisoras para cada fase são determinadas separadamente assumindo que o escoamento é governado basicamente pela inércia do fluido e a distribuição de pressão na ramificação. O modelo global é capaz de prever a distribuição das fases em um  $\theta$  horizontal com qualquer inclinação do ramal lateral.

Roberts *et al.* (1997) desenvolveram um modelo para prever a distribuição das fases em um  $\theta$  horizontal com inclinação qualquer do ramal lateral e escoamento anular gás-líquido. Neste modelo, a espessura do filme e a vazão de líquido junto à parede do tubo foram determinadas

analiticamente através de correlações e os resultados utilizados no modelo para determinação da distribuição das fases. O método ainda considera a distribuição da vazão de líquido através do filme. Os resultados concordaram com dados disponíveis na literatura para tubos de diâmetros iguais a 32 e 38 mm com ramal lateral horizontal, vertical ascendente e vertical descendente. As limitações verificadas referem-se às das correlações para escoamento anular que foram desenvolvidas para tubos de diâmetro diferente. A comparação dos resultados do modelo com dados experimentais para tubo de diâmetro menor de 9,525 mm de Hong (1978) e diâmetros maiores de 51 mm de Sholam *et al.* (1987) e de 125 mm de Roberts *et al.* (1995) revela uma péssima concordância devido a problemas computacionais. A metodologia apresentada, entretanto, pode ser aplicada para tubos de diâmetro maior ou menor à medida que modelos adequados de escoamento anular estiverem disponíveis.

Baseados no trabalho inicial de Buell (1994) para um tê regular horizontal, Walters *et al.* (1998) apresentaram dados experimentais de distribuição das fases e de variação de pressões obtidas em um sistema ar-água a 1,5 bar para duas geometrias de ramificação tê de redução horizontal com diâmetro de entrada de 38,1 mm e os diâmetros reduzidos do ramal lateral para as duas geometrias de 19 mm e 7,85 mm. Os autores estudaram o padrão estratificado, estratificado ondulado e anular do escoamento na entrada do tê para ambas as seções de teste e mais o padrão pistonado para o tê de maior diâmetro do ramal lateral. Os autores realizaram comparações com alguns modelos da literatura e identificaram a aplicabilidade de cada modelo entre as várias situações de teste.

Ottens *et al.* (1999) desenvolveram um modelo para calcular a fração extraída de líquido e gás para escoamento com baixa fração de líquido ( $\leq 0.1$ ) através de ramificações tê regulares com pequena inclinação do ramal lateral. O modelo foi derivado das equações de conservação de energia mecânica (equação de Bernoulli) aplicada entre a entrada e o ramal principal e entre a entrada e o ramal lateral para ambas as fases. Os resultados do modelo foram comparados com dados experimentais de um tê de 51 mm de diâmetro e ar-água+glicerol com inclinações do ramal lateral até  $0,5^\circ$ . Foi verificada uma forte dependência da taxa de distribuição das fases em relação à inclinação do ramal lateral mesmo quando pequena, e também da viscosidade do

líquido. O aumento da viscosidade do líquido resultou num deslocamento da curva de distribuição.

Em resumo, nas últimas duas décadas várias técnicas de modelagem foram sugeridas para a predição do fenômeno da distribuição de fases e da quebra de pressão em tês. Elas podem ser divididas em três grupos: teóricas, empíricas e mecanicistas.

Os modelos teóricos consideram o conjunto completo das equações de conservação e utilizam correlações constitutivas somente para fechar o modelo. Depois as equações são resolvidas numericamente. Exemplos de modelos teóricos são os propostos por Saba e Lahey (1984), Ma *et al.* (1990), Ballyk e Shouri (1990) para escoamento anular, Hart *et al.* (1991) para escoamento de fases separadas com pequena fração de líquido ou *holdup*, e Lemonnier e Hervieu (1991) para escoamento homogêneo.

Peng e Shoukri (1997) ressaltaram que, em conceito, os "modelos de dois fluidos" são uma ferramenta atrativa para detalhamento e análise de escoamentos bifásicos, porém, o sucesso da análise fica dependente da disponibilidade de equações constitutivas para o transporte interfacial entre as duas fases. Tais relações são pouco disponíveis para escoamentos em ramificações e, sendo assim, os modelos são geralmente empíricos ou mecanicistas.

Exemplos de modelos empíricos são os propostos por Henry (1981), que apresentou um modelo empírico para escoamento anular, Zetzmann (1982), que investigou várias geometrias de tês, e Reimann e Kahn (1984) e Smoglie *et al.* (1986, 1987) que investigaram o escoamento estratificado.

Exemplos de modelos mecanicistas, os baseados em considerações geométricas do escoamento como o proposto por Azzopardi e Whalley (1982), Shoham *et al.* (1987) para escoamento anular, e Hwang *et al.* (1988) para vários padrões regulares. Neste sentido, todos autores utilizaram o conceito de “zona de influência” proveniente das observações experimentais

de McNown (1953) e estendido para escoamento bifásico por Azzopardi e Whalley (1982). Sendo que uma zona de influência representa a região da seção transversal do ramal principal próxima à entrada de onde o fluido é desviado para o ramal lateral como mostrado na Figura 1.5. Ela possui como fronteiras as superfícies laterais do duto e uma superfície determinada por uma ou mais linhas de corrente divisoras determinadas através do balanço das forças que ocorrem no interior do escoamento.

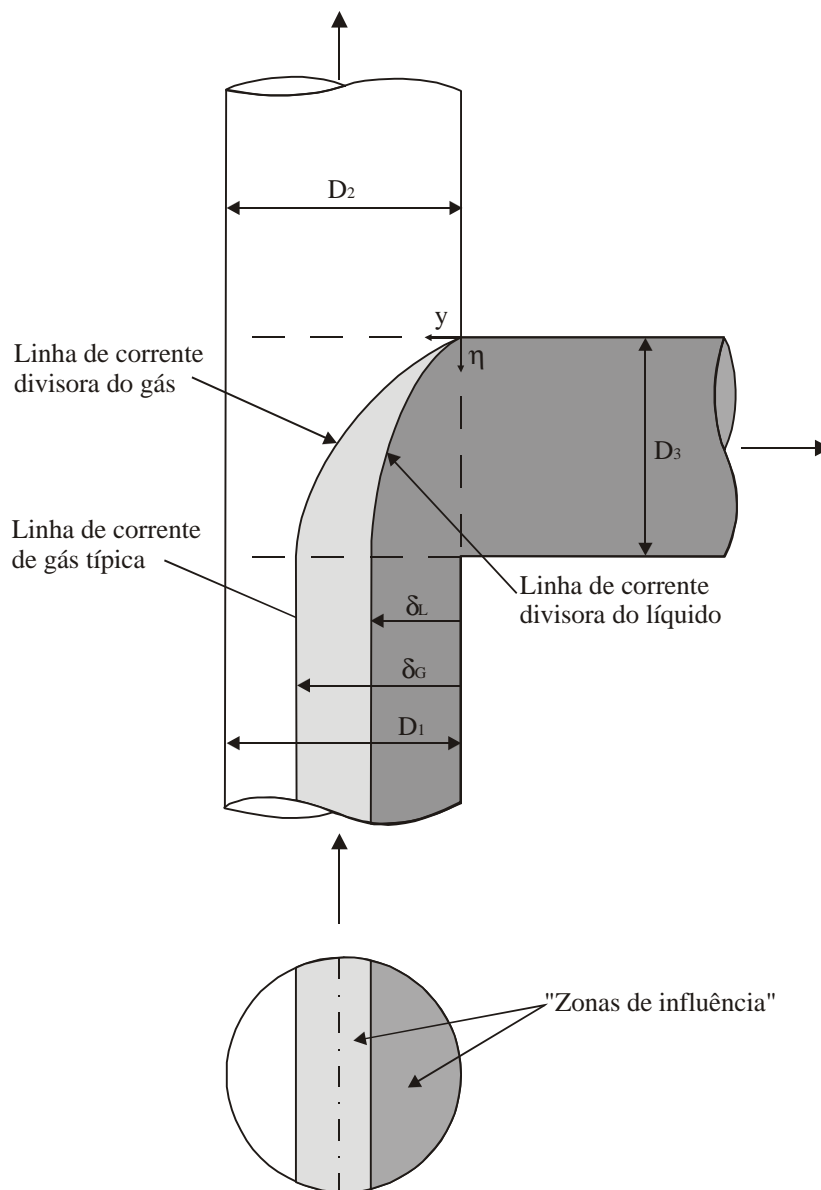


Figura 1.5 – Zonas de influência no ramal de entrada do tê

Azzopardi e Whalley (1982) consideraram apenas uma linha de corrente divisora válida para o gás e para o líquido e Shoham *et al.* (1987) sugeriram que, devido a diferenças significativas entre os fluxos de quantidade de movimento axiais de cada fase, é determinada uma linha de corrente divisora para o gás e uma para o líquido. A partir desta idéia os modelos mecanicistas mais recentes consideram uma superposição das zonas de influência de cada fase e as associa à geometria ao padrão de escoamento na entrada do tê. Dessa forma se quantifica as frações das fases divergidas para cada ramal ,como mostrado na Figura 1.5.

Muitos autores concordam que o fenômeno de distribuição das fases se dá principalmente por uma questão de inércia, devendo existir um gradiente de pressão na direção do ramal lateral. A maneira com que cada fase irá responder a este gradiente de pressão depende fortemente da sua inércia. Por exemplo, no escoamento em bolhas a inércia do líquido é muitas vezes maior do que a do gás devido à sua densidade também muitas vezes maior, como resultado o gás terá preferência de seguir pelo ramal lateral. Ao contrário, no escoamento anular a fase gasosa que ocupa a região central do tubo escoar muito mais rápido do que o filme de líquido junto à parede do tubo e, portanto, este é facilmente divergido para o ramal lateral.

Conforme Seeger *et al.* (1986), o grau de distribuição das fases em um tê é afetado por três efeitos: pela inércia das fases, pelo padrão de escoamento de entrada, e pelo efeito gravitacional.

Buell *et al.* (1995) compararam com dados experimentais os resultados obtidos através de um conjunto de modelos mecanicistas incluindo o proposto por Hwang *et al.* (1988). Este modelo se mostrou adequado para diversos padrões de escoamento: estratificado, estratificado ondulado e ondulado, semianular e anular, porém, como não faz nenhum tratamento especial ao padrão pistonado, este fato pode ter levado a certa divergência dos resultados como discutido pelos autores.

### **c. Escoamento pistonado horizontal**

Os modelos mecanicistas para prever a distribuição das fases e a queda de pressão entre os ramais do tê são altamente dependentes do padrão de escoamento na entrada, como discutido

no item anterior. Sendo assim é apresentada neste item uma revisão da literatura do escoamento pistonado horizontal em tubos.

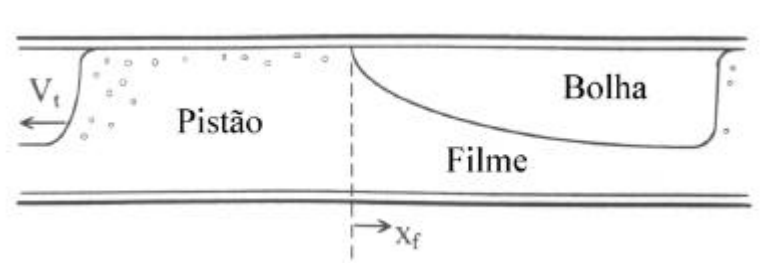


Figura 1.6 – Modelo básico do escoamento pistonado

O padrão de escoamento pistonado é caracterizado por pistões de líquido seguidos por bolhas alongadas como mostrado na Figura 1.6.. Ele ocorre em uma grande faixa de descargas de líquido e de gás e é, por natureza, instável e com grandes variações de fluxo de massa, pressão e de velocidade das fases em qualquer ponto da seção transversal e ao longo do tubo.

Dukler e Hubbard (1978) reportaram em seu trabalho que o escoamento pistonado tem seu início do escoamento estratificado e descrevem a formação do padrão da seguinte forma: ao se misturarem na entrada do tubo o líquido é bruscamente desacelerado e procura preencher toda a seção transversal do tubo provocando a aceleração do gás e a formação de pequenas ondas na interface. As ondas crescem até atingir a parede superior do tubo e, neste instante, o gás a que vem logo atrás empurra fortemente a "rolha" de líquido para frente até que o líquido na entrada comece a se desacelerar iniciando o processo novamente e delimitando uma bolha alongada entre dois pistões de líquido.

A Figura 1.6 representa o modelo físico de uma unidade do escoamento pistonado com duas regiões: região do pistão de líquido e região da bolha alongada ou do filme de líquido. O pistão de líquido contém pequenas bolhas que se destacam da traseira da bolha à frente e se juntam ao nariz da bolha logo atrás. O escoamento é tido como permanente quando a quantidade de gás que se desprende é igual àquela anexada [Dukler e Hubbard (1978)]. Na região do pistão, devido ao efeito da diferença de densidades das fases as bolhas dispersas procuram ocupar a região da seção do tubo junto ao perímetro superior, porém, devido à turbulência do escoamento

em velocidades mais altas, a distribuição das bolhas pode ser muito uniforme. As velocidades das bolhas e do líquido no pistão não são necessariamente iguais, embora possam ser consideradas iguais quando o escoamento é horizontal. A região da bolha consiste de uma camada de líquido sob uma bolha alongada como mostrado na Figura 1.6 e as velocidades do gás da bolha e do líquido no filme não são iguais e a camada de líquido é mais espessa próximo ao nariz da bolha e torna-se mais delgada em direção à cauda da bolha que está anexada ao pistão adjacente. Portanto, a velocidade de ambas as fases na região da bolha alongada varia ao longo das direções principal do escoamento ou da direção axial do tubo e ao longo do raio ou da direção radial do tubo, isto é, ao longo do comprimento da bolha alongada e ao longo da seção transversal do tubo.

O primeiro trabalho consistente de modelagem do escoamento pistonado foi apresentado por Dukler e Hubbard (1975). Os autores trataram a região do filme de líquido como uma superfície livre em canal aberto, isto é, desconsideraram o efeito superficial do gás sobre o líquido e vice-versa. A natureza do filme foi investigada considerando um balanço de quantidade de movimento baseado na velocidade média translacional do escoamento e, desta forma, foram eliminados os termos transientes das equações e o problema foi tratado em regime estacionário ou permanente. Os autores se basearam na sua observação de que um fluxo constante de fluido se move através do pistão de líquido e segue para a região do filme, assim, a velocidade média do líquido no pistão é menor do que a velocidade média do pistão inteiro. Desde então, o modelo unidimensional de Dukler e Hubbard (1975) tem sido a base de todos os outros modelos subsequentes.

Nicholson *et al.* (1978) estenderam o modelo de Dukler e Hubbard para incluir toda a faixa de vazões do regime pistonado. O tratamento hidrodinâmico dado à região do filme foi modificado mostrando que, em certas condições do escoamento, a espessura do filme de líquido pode aumentar em direção à traseira da bolha ao invés de sempre diminuir. Uma das hipóteses feitas pelos autores diz que a altura do filme de líquido é constante em sua condição de equilíbrio.

Kokal e Stanislav (1989) modificaram a equação de balanço de quantidade de movimento na região do filme para incluir o efeito da tensão de cisalhamento na interface. Este efeito pode se

tornar significativo quando a descarga de gás é alta, especialmente próximo a região de transição do escoamento pistonado para anular.

Todos os autores citados anteriormente propuseram que a queda de pressão na chamada região de esteira (região dentro do pistão de líquido próxima à traseira da bolha alongada) [Sharma *et al.* (1998)], está associada à aceleração que o líquido experimenta. Taitel e Barnea (1990) mostraram que ocorre outra parcela de queda de pressão devido à variação do nível de líquido entre a região do filme junto à traseira da bolha alongada e o pistão adjacente. Além disso, Taitel e Barnea (1990) propuseram um equacionamento unidimensional detalhado para a solução hidrodinâmica do filme de líquido, mostrando que os modelos anteriores podem ser considerados casos mais simples do proposto.

Cook e Behnia (1997) modificaram o modelo de Taitel e Barnea (1990) para considerar o efeito hidrostático associado à altura do filme de líquido. Propuseram que os gradientes de pressão associados a cada fase ao longo do tubo não são iguais como considerado por Taitel e Barnea. Os autores realizaram experimentos em tubos lisos de 32 e 50 mm DI na faixa de 1,0 a 8,0 m/s e utilizando uma sonda de fios paralelos para determinar a forma do filme de líquido. O modelo mostrou-se consistente no cálculo da forma do filme de líquido quando comparado com dados experimentais.

De forma geral, os modelos de escoamento pistonado requerem dois parâmetros de fechamento: a fração de líquido no pistão e o comprimento (ou frequência) dos pistões de líquido. A fração de líquido pode ser calculada através de correlações empíricas [Gregory *et al.* (1977) e Abdul-Majeed (2000)]. Por outro lado, a natureza estatística do comprimento dos pistões requer um tratamento mais elaborado como discutido por Tronconi (1990). Kokal e Stanislav (1989) propuseram o comprimento do pistão igual a 30 diâmetros hidráulicos na condição de desenvolvimento pleno do escoamento horizontal a cerca de 300 diâmetros hidráulicos a partir do ponto de mistura das fases. Fora da condição de desenvolvimento pleno Taitel e Barnea (1993) e Cook e Behnia (2000) propuseram modelos de cálculo da distribuição do comprimento dos pistões de líquido a partir de uma certa distância do ponto de mistura.



Os modelos assumem que pistões de líquido curtos são gerados na entrada do tubo segundo uma certa distribuição estatística (uniforme ou normal), com ordem aleatória de entrada no tubo. O processo de evolução do comprimento dos pistões se dá pela diferença das velocidades translacionais de propagação das bolhas alongadas que é uma função da máxima velocidade no pistão de líquido a sua frente. A máxima velocidade no pistão é, por conseguinte, uma função do comprimento do pistão [Moissis e Griffith (1962) e Shermer e Barnea (1987)]. Dentro do pistão de líquido o perfil de velocidades evolui a partir de um padrão semelhante a um escoamento em jato logo atrás da bolha alongada até a condição de desenvolvimento total e, nesta condição, o pistão de líquido torna-se suficientemente longo. Assim, os modelos calculam passo a passo o deslocamento de cada bolha e pistão e, no decorrer do tempo, observa-se o desaparecimento de algumas bolhas e pistões e crescimento de outros.

### **1.2.2 Instrumentação dedicada a escoamentos gás-líquido**

Para a realização do ensaio no tê houve a necessidade de desenvolvimento de uma série de instrumentos para a medida de grandezas associadas ao escoamento bifásico.

#### **a. Medidor de descarga bifásica**

Reimann *et al.* (1982) apresentaram várias técnicas de medida da descarga de um escoamento gás-líquido utilizando equipamentos de emissão de isótopos radioativos e raios gama, discos de impacto, medidores de turbina e venturis que, em geral, são utilizados aos pares para quantificar no mínimo dois parâmetros do escoamento bifásico. Porém, as técnicas apresentadas são complexas e de difícil implementação.

Equipamentos mais simples foram desenvolvidos por Frank *et al.* (1977), Azzopardi *et al.* (1983), Silva *et al.* (1991) e Abdul-Razzak *et al.* (1995). Estes equipamentos baseiam-se numa combinação dois a dois de um venturi, um medidor de fração de vazio e um medidor de turbina. Abdul-Razzak *et al.* (1995) compararam o desempenho de sistemas operando da seguinte forma: venturi-medidor de fração de vazio, venturi-medidor de turbina e turbina-medidor de fração de vazio e concluíram que o melhor desempenho observado para os mais diversos padrões de

escoamento foi o do conjunto venturi-medidor de fração de vazio. A técnica é semelhante ao caso monofásico, isto é, a descarga é proporcional à raiz quadrada do produto da densidade pela pressão diferencial entre a entrada e a garganta do tubo. Nos escoamentos gás-líquido a chave para utilização desta técnica é o modelo de cálculo da densidade da mistura.

Vários modelos foram desenvolvidos para a quantificação da densidade da mistura, como foi discutido por Chisholm (1983) e Abdul-Razzak et al. (1995): o modelo homogêneo que desconsidera qualquer escorregamento entre as fases, o modelo de fases separadas que desconsidera qualquer interação que entre as fases, o modelo de densidade equivalente que considera as fases escoando pelo venturi de forma independente e ocupando porções distintas da região de escoamento, o modelo de fluxo constante de quantidade de movimento que assume o fluxo de quantidade de movimento constante entre as áreas de seção transversal localizadas junto às tomadas de pressão na entrada e na garganta do venturi.

Reimann et al. (1982) e Abdul-Razzak et al. (1995) verificaram através de experimentação que o modelo que conduziu aos melhores resultados é baseado no modelo de fluxo constante de quantidade de movimento. Porém, ele depende de uma correlação entre o título e a fração de vazio ou para o fator de escorregamento. Este fato em alguns casos conduz a grandes diferenças em relação a dados experimentais como verificado por Moura e Marvilett (1997). Neste sentido, Silva *et al.* (1991) sugeriram que uma correlação adequada para quantificar o título em função da fração de vazio foi apresentada por Chisholm (1983).

Finke *et al.* (1999) discutiram a dificuldade de quantificar a descarga de gás mesmo em escoamentos com alta fração de vazio (maior do que 0,95) utilizando venturi. Verificaram através de seus experimentos que a descarga de gás é sempre superestimada (+20%) e propuseram uma correlação de correção da descarga de gás baseada na apresentada por Murdock (1962). Finke *et al.* (1999) não verificaram melhora dos resultados e mostraram que alguns coeficientes da correlação proposta variam com os parâmetros do escoamento bifásico.

### 2.2.2 Medidor de fração de vazio

A fração de vazio é definida como a razão da área ou volume ocupado pela fase gasosa pela área ou volume total numa certa região do tubo. A unidade menos a fração de vazio é também chamado de fração de líquido ou *holdup*.

Rajan *et al.* (1993) apresentaram várias técnicas de medida da fração de vazio tais como: atenuação de raios x e raios  $\gamma$ , óticos, microondas, ultra-som, mecânicos indutivos e capacitivos. De forma geral, podem ser categorizados como intrusivos (ou de baixa impedância), quando o sistema tem qualquer influência sobre o escoamento, mesmo quando não ocorre contato direto entre a sonda ou sensor e o fluido; e não-intrusivos (ou de alta impedância), que não influem de forma alguma na dinâmica do escoamento. Os capacitivos possuem algumas vantagens: não necessitam de proteção e cuidados especiais durante a operação do sistema, podem operar com fluidos opacos ou sujos, uma alta sensibilidade pode ser alcançada durante a etapa de projeto do circuito transdutor, são não-intrusivos, estáveis e de custo reduzido.

Um sistema de medida de fração de vazio capacitivo é composto de duas partes: um sistema de eletrodos (eletrodos fonte e sensor, com sistema de guarda e blindagem) e um circuito transdutor de capacitância. A fração de vazio é medida por um par de placas ou eletrodos instalados na parede externa do tubo e que detectam a mudança da permissividade dielétrica média do meio entre eles. Como o gás e o líquido possuem propriedades dielétricas distintas, o sinal de saída do transdutor é proporcional à quantidade das fases na seção de medida.

O sistema de eletrodos deve ser imune ao efeito de capacitâncias parasitas, principalmente entre o sistema de conexão do eletrodo sensor ao circuito transdutor; deve ter sensibilidade alta e uniforme em toda a seção de medida, ser imune a interferências externas e adequado à aplicação a qual se destina e à faixa de medição do circuito transdutor. Além disso, as placas devem ser de material condutor de eletricidade enquanto o tubo deve ser de material dielétrico, este fato em alguns casos representa uma grande desvantagem da técnica [Rajan *et al.* (1993)]. Para evitar interferências externas ou efeitos de distorção do campo elétrico junto às bordas dos eletrodos, podem ser utilizados eletrodos de guarda (duas placas de largura adequada (0,5 a 1,0 vezes o

diâmetro do tubo) montados junto ao eletrodo sensor. Todo o conjunto é envolvido por uma blindagem externa (gaiola de Faraday), para evitar que corpos ou campos eletromagnéticos externos ajam sobre o sistema).

Sami *et al.* (1980) e Abdullah *et al.* (1995) discutiram vários tipos de montagem das placas: placas côncavas paralelas, anel duplo, dupla hélice e outras. Cada uma com propriedades próprias: placas côncavas paralelas apresentam maior sensibilidade, porém sua resposta é dependente da distribuição espacial das fases entre as placas; anel duplo é aquele que apresenta maior imunidade em relação à distribuição das fases, porém possui a baixa sensibilidade; e o tipo hélice dupla apresenta características intermediárias.

Chun e Sung (1986) investigaram os efeitos da geometria - tamanho e posição, dos materiais dos eletrodos, e do regime do escoamento gás-líquido sobre a medida da fração de vazio. Eles verificaram que os sensores de placas côncavas apresentam maior sensibilidade do que o tipo duplo-anel, tanto para escoamento anular como estratificado, verificaram que o comprimento do sensor de placas cilíndricas não tem influência na curva de capacitância pela fração de vazio e, verificaram que a posição dos eletrodos em relação aos fluidos é um parâmetro importante em escoamentos estratificados (cuja distribuição das fases varia na seção de teste), sem nenhum efeito em escoamentos anulares; finalmente, observaram que o uso de placas de alumínio ou cobre não alterou de forma importante a medida da fração de vazio.

Stott *et al.* (1985) desenvolveram um modelo matemático simples para determinar o comportamento dos eletrodos de placas côncavas montadas externa ou internamente à parede de um tubo. Eles assumiram que em um circuito elétrico equivalente, a reatância de um conjunto de eletrodos montado externamente ao tubo pode ser considerada como um sistema de eletrodos internos em série com duas capacitâncias entre as paredes interna e externa do tubo. Através deste modelo foi verificado que quando a permissividade dielétrica do material da parede do tubo aumenta, a sensibilidade do sistema diminui, e que o oposto ocorre quando a permissividade dielétrica do fluido em contato aumenta. Os resultados foram comparados com dados experimentais, com boa concordância. Os autores verificaram devido à influência das paredes do tubo, eletrodos montados internamente mostram-se mais eficazes para a medida da capacitância,

e que podem ser usados em situações nas quais as resistividades dos fluidos são altas e a diferença de permissividades é pequena.

Geraest e Borst (1988) desenvolveram um modelo para quando a configuração dos eletrodos é helicoidal. Eles verificaram que a geometria do par de eletrodos tem influência sobre a distribuição espacial de sensibilidade na seção de medida e que, quanto mais uniforme for a distribuição das fases menor sua influência na medida da fração de vazio. Os autores apresentaram ainda uma metodologia de correlação entre os sinais provenientes dos sinais temporais de medida de fração de vazio e do padrão do escoamento no tubo.

Xie *et al.* (1990) estudaram o efeito dos parâmetros geométricos dos eletrodos e do material do tubo sobre a uniformidade do campo de sensibilidade na região entre as placas, particularmente quando este é do tipo placas côncavas paralelas. Para isso foi utilizado o MEF (método dos Elementos Finitos). Os autores verificaram que os parâmetros que mais afetam o desempenho do conjunto de placas ou eletrodos são: o raio da blindagem externa, a permissividade dielétrica do material do tubo, a espessura da parede do tubo e o ângulo de montagem dos eletrodos. Se um par de eletrodos é utilizado, aquele conectado diretamente à fonte de sinal de excitação é chamado de eletrodo fonte e, aquele conectado ao bloco de entrada do circuito transdutor é chamado de eletrodo sensor. Uma contribuição importante dos autores se refere à maior sensibilidade à presença das fases na região próxima ao eletrodo sensor.

Abdullah *et al.* (1995) mediram frações de vazio empregando vários tipos de configuração dos eletrodos sensores de capacitância: placas paralelas, placas côncavas, placas tipo anel, placas unidirecionais e placas em dupla hélice. Os autores concluíram que eletrodos de dupla-hélice e unidirecionais apresentariam sensibilidade baixa; sensores tipo placas côncavas e placas paralelas teriam melhor sensibilidade; não haveria influência da espessura do sensor nem do material empregado (alumínio e cobre) na sensibilidade da medida de fração de vazio; a melhor precisão de medida seria alcançada com a razão entre o comprimento do capacitor e o diâmetro do tubo maior do que 1,0 para evitar efeitos de borda.

Os efeitos de borda podem ser evitados com a utilização de eletrodos de guarda cuja função é uniformizar o campo elétrico entre as placas e proteger contra interferências externas provenientes da região axial do tubo [Heerens (1986) e Reinecke e Mewes (1996)].

Tollefsen e Hammer (1998) desenvolveram um modelo matemático tridimensional para eletrodos helicoidais cuja solução foi obtida numericamente (MEF). Consideraram vários parâmetros como: distribuição e permissividade das fases em relação aos eletrodos (padrão de escoamento), fração de líquido, diâmetro da blindagem radial, comprimento e ângulo de torção dos eletrodos (número de voltas ao redor do tubo -  $360^\circ$  é igual a uma volta completa). Os resultados do modelo foram comparados com dados experimentais obtidos para tubo de 41 mm de diâmetro com misturas de ar e óleo e água e óleo. Foi observada uma diferença máxima de 5% entre os dados experimentais e os resultados teóricos. Os autores verificaram ainda que ângulos de torção de  $180^\circ$  e  $360^\circ$  produzem o mesmo efeito em termos de imunidade do sistema de eletrodos em relação à distribuição espacial das fases.

### **c. Medidor da espessura da camada de líquido**

O cálculo adequado dos parâmetros do escoamento pistonado horizontal tal como o perfil da bolha alongada ou da camada de líquido [Cook e Behnia (1997)], o comprimento médio dos pistões, é muito importante na modelagem da distribuição de fases e da queda de pressão do escoamento pistonado em tês.

A técnica mais comum de medida da espessura da camada ou filme de líquido utiliza a medida da condutância elétrica entre dois eletrodos em forma de fio e que são instalados perpendicularmente à interface dos fluidos [Brown *et al.* (1978), Koskie *et al.* (1989), Lacy e Dukler (1994) e Shi e Kocamustafaogullari (1994)], chamada de sonda de fios paralelos. Outras geometrias dos eletrodos foram desenvolvidas e estudadas [Kang e Kim (1992)]. Trata-se, portanto, de uma técnica intrusiva em que, no sentido de aumentar a impedância do sistema, se utiliza fios muito finos de 0,5 mm de diâmetro ou menos. Apesar disso, muitas vezes pequenas bolhas se prendem na região de esteira dos fios e causam erros na resposta do sistema [Koskie *et al.* (1989)]. Outra desvantagem da técnica é a influência das propriedades do líquido que variam

com a temperatura e com a quantidade de impurezas (sais) [Wong et al. (1996)], o que torna necessário uma forma de compensação da variação da condutividade.

Além da medida da espessura da camada de líquido, os sinais provenientes do medidor podem ser utilizados na identificação e caracterização do regime de escoamento através da Função Densidade de Probabilidade (PDF) [Costigan e Whalley (1997), King et al. (1998) e Lowe e Kazkallah (1999)].

A medida do comprimento dos pistões pode ser feita através da técnica da correlação cruzada aplicada aos sinais provenientes de duas sondas idênticas instaladas a uma pequena distância conhecida [Yang et al. (1997) e Li et al. (1999)], dessa forma, é possível quantificar a velocidade média dos pistões. Depois, através de análise de sinais de uma das sondas, determina-se o tempo de passagem de cada pistão e, finalmente, o produto da velocidade média dos pistões pelo tempo de passagem resulta no comprimento de cada pistão [Mi et al. (2000)].

#### **d. Transdutor de capacitância numa seção do escoamento**

Transdutores de capacitância têm sido utilizados em inúmeras aplicações industriais como por exemplo na medida de deslocamento, pressão, concentração, fração de vazio, etc., com os valores das capacitâncias variando entre 0,1 a 10 pF e necessitando de resoluções da ordem de 1fF (0,001pF).

O desafio tem sido a busca de um circuito transdutor de capacitância com pequeno desvio da linha base, sensibilidade alta e estável, imunidade à presença da componente de condutância em paralelo, imunidade a variações ambientais de umidade e temperatura, imunidade a interferências externas, baixa complexidade do circuito e baixo custo.

Existem duas técnicas de conexão do circuito transdutor aos eletrodos: quando um dos eletrodos é conectado ao potencial de terra do conjunto o sistema é chamado de aterrado; quando nenhum dos eletrodos é aterrado o potencial elétrico nos cabos de conexão e nos eletrodos podem flutuar e o sistema é chamado de flutuante. Cada sistema tem vantagens e desvantagens: o

sistema aterrado possui maior imunidade em relação ao efeito de capacitâncias parasitas, porém, apresenta menor sensibilidade do que o sistema flutuante. Tudo depende da concepção do circuito transdutor. No caso de eletrodos flutuantes, o eletrodo conectado diretamente à fonte de sinal de excitação é chamado de eletrodo fonte e, o eletrodo conectado ao bloco de entrada do circuito transdutor é chamado de eletrodo sensor.

Huang *et al.* (1988) dividiram as configurações básicas dos circuitos em quatro categorias principais: ressonância, oscilação, carga/descarga e AC. Os autores apresentaram as características de cada configuração e concluíram que: maior sensibilidade e maior imunidade em relação à componente de condutância podem ser alcançadas com altas frequências do sinal de excitação; o sistema de eletrodos aterrado é mais imune aos efeitos parasitas e, no caso de eletrodos flutuantes a componente de capacitância parasita mais importante é no cabo de conexão do eletrodo sensor ao circuito de entrada do transdutor de capacitância. Neste sentido, o autor recomendou que a condição de terra virtual deve ser aplicada no eletrodo sensor.

Mariolli *et al.* (1991) e Mariolli *et al.* (1993) desenvolveram um circuito eletrônico para medir pequenas variações de capacitância e condutância, utilizando um conversor corrente-tensão, dois detectores de fase, filtro passa-baixa e circuito de realimentação com integrador. O circuito de entrada, formado pelo conversor corrente-tensão, transforma a corrente total junto ao eletrodo sensor, que é proporcional à reatância capacitiva e à condutância do sistema de eletrodos, em um sinal de tensão, mantendo a condição de terra virtual devido a um circuito de realimentação. A separação dos sinais de condutância e capacitância é feita por dois detectores de fase com sinais de referência deslocados em 90°. Os sinais passam por um filtro passa-baixa e retornam à entrada do conversor corrente-tensão pelo circuito de realimentação. Para cada componente a função de transferência do laço fechado possui um zero em sua origem devido à presença dos integradores no circuito de realimentação; dessa forma, surge na saída dos filtros um sinal proporcional à derivada temporal das componentes de capacitância e à condutância entre os eletrodos (componente dinâmica) enquanto, na saída dos integradores, surge a componente RMS (componente estática) do sinal. O transdutor opera em alta frequência (10,0 MHz), com a excelente sensibilidade de 3,3 mV/fF, adequada para medir variações da capacitância e capacitâncias estáticas até 15 pF.



Yang *et al.* (1994) e Yang et al. (1996) apresentaram um circuito transdutor para aplicações em tomografia que utiliza o método AC semelhante ao de Mariolli *et al.* (1991), porém com uma série de avanços: operação com a frequência mais baixa de 500 kHz, o que minimiza o efeito da capacitância parasita junto ao cabo do eletrodo sensor, e com um detector de fase e demodulador de onda completa com chaves CMOS, o que evita os efeitos não-lineares indesejáveis do "*core*" multiplicador e os efeitos significativos do "*drift*" térmico que estes componentes costumam apresentar. O circuito apresenta alta sensibilidade de 2,36 mV/fF, excelente linearidade de 0,99969, boa estabilidade de 0,084 fF e alta resolução de 0,035fF. A desvantagem do método é a necessidade de um estágio detector de fase muito elaborado, com transformador de isolamento na entrada.

### 1.3 Objetivos do Trabalho

O objetivo principal deste trabalho é estudar a divisão do escoamento bifásico ar - água em uma ramificação tê regular, com ramais horizontais e com o escoamento na entrada sendo o pistonado.

O objetivo principal foi dividido em duas partes: a medição experimental dos vários parâmetros envolvidos neste escoamento e a proposição de uma modelagem mecanicista para o mesmo.

Para o trabalho experimental foram definidas as seguintes etapas: a construção de uma instalação com capacidade de produzir escoamento em bolhas alongadas, pistonado, ondulado e estratificado, com velocidades superficiais  $1,3 < u_{GS} < 16$  m/s para o gás e  $0,08 < u_{LS} < 0,8$  m/s para o líquido, que correspondem à região do mapa de padrões com a maior concentração de linhas de transição, ainda não estudada em detalhes em tês; e a medição de vários parâmetros do escoamento pistonado através do tê, tais como:

- descargas de ar e água na entrada da ramificação tê;
- descargas das fases gás e líquido nos ramais do tê;
- frações de vazio médias nos ramais;
- perfil das bolhas e comprimento dos pistões na entrada do tê;
- padrões de escoamento na entrada do tê, e
- pressões diferenciais entre o ramal de entrada e os ramais de saída do tê.

Para alcançar os objetivos do trabalho experimental foi necessário o desenvolvimento original de uma série de instrumentos e procedimentos:

- para a medida das descargas de gás e de líquido nos ramais do tê, foram utilizados tubos de venturi operando simultaneamente com um medidor de fração de vazio, como proposto por Silva *et al.* (1991) e Abdul-Razzak *et al.* (1995), a partir de procedimento desenvolvido neste trabalho;
- para a medida da fração de vazio média nos ramais foram aplicados transdutores de capacitância e sistemas de eletrodos de placas helicoidais. O circuito elétrico dos transdutores de capacitância foi baseado na proposição de Mariolli *et al.* (1991) e Yang *et al.* (1994), cujas vantagens principais são a alta sensibilidade e o custo reduzido. Ao circuito construído foi incorporado um oscilador com características mais estáveis, e introduzidos desenvolvimentos que permitiram a redução dos efeitos de capacitâncias parasita nos cabos de conexão, o controle mais efetivo da sensibilidade, e a redução do “*drift*” térmico da tensão de saída.
- um dispositivo análogo aos medidores de fração de vazio foi desenvolvido para a medida do perfil da bolha alongada com eletrodos de placas côncavas estreitas. Dois sensores operaram em paralelo e permitiram que, através da correlação cruzada de sinais, o comprimento dos pistões que passavam pela seção fosse determinado. A análise dos sinais dos sensores permitiu, adicionalmente, a determinação do padrão do escoamento na entrada do tê.

A partir de observações experimentais do escoamento pistonado no tê e das informações contidas na literatura, foi cumprida a segunda parte do objetivo principal, isto é, a proposição de um modelo mecanicista unidimensional para o escoamento pistonado horizontal através de ramificações tê. O modelo foi construído pela composição de escoamentos mais simples: pistão de líquido com bolhas dispersas e região das bolhas alongadas. O comprimento médio dos pistões e das bolhas alongadas e o perfil das bolhas foram determinados a partir de informações disponíveis em Dukler e Hubbard (1975), Taitel e Barnea (1990), Barnea e Taitel (1993), Cook e Behnia (1997) e Cook e Behnia (2000).

## CAPÍTULO 2

### DESCRIÇÃO DA INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL

Neste capítulo é apresentada a descrição dos componentes e sistemas que compõe a instalação experimental.

#### 2.1 Descrição da Instalação

A instalação experimental foi desenvolvida nas dependências do Laboratório de Processos Térmicos e Engenharia Ambiental do Departamento de Engenharia Térmica e de Fluidos da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas.

Ela foi projetada para produzir diversos padrões de escoamento ar-água em um tubo de acrílico horizontal com diâmetro interno de 34,0 mm, com a temperatura e pressão na seção de teste próximas da ambiental. A instalação permite produzir os escoamentos com bolhas alongadas, pistonado, estratificado liso e estratificado ondulado, com velocidades superficiais  $1,2 < u_{GS} < 15$  m/s para o gás e  $0,08 < u_{LS} < 0,8$  m/s para o líquido. No caso do escoamento anular, apesar das vazões de ar e água produzidas serem suficientes, o comprimento de tubulação disponível para o desenvolvimento do padrão é insuficiente.

A Figura 2.1 mostra o mapa de padrões de escoamento horizontal, calculado segundo Taitel e Barnea (1976) para ar-água a 25°C,  $p_{abs} = 1,0$  bar e  $D = 34,0$  mm, para  $f_i = f_G$  - interface lisa. A área delimitada pela linha pontilhada constitui a região de teste.

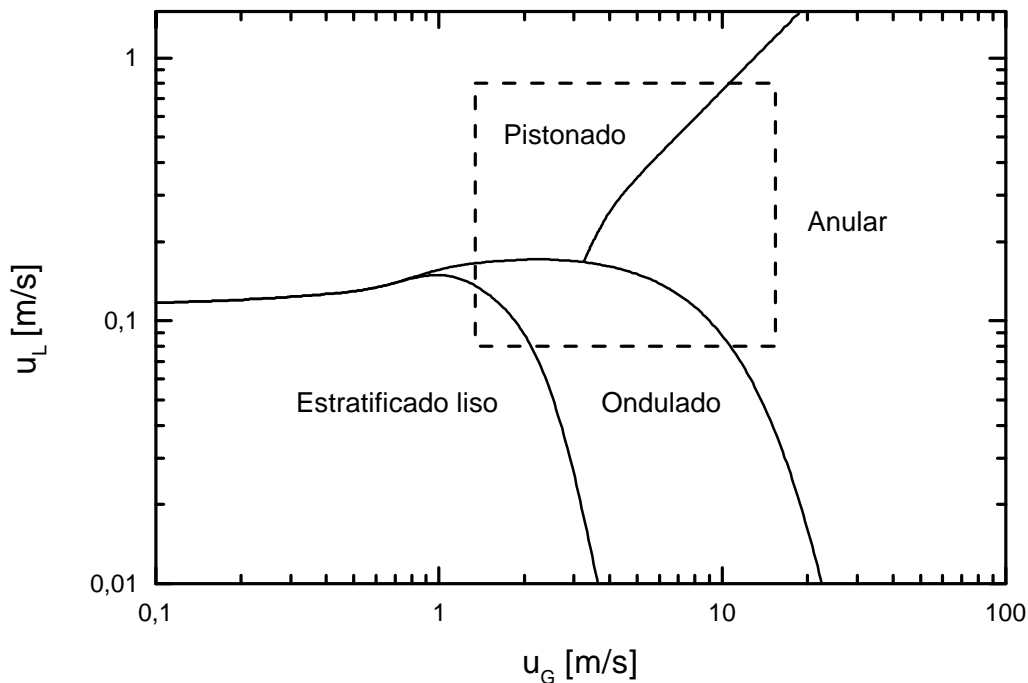


Figura 2.1 - Mapa de padrões de escoamento horizontal - interface lisa

O esquema geral e a identificação de cada componente da instalação são apresentados nas Figuras 2.2 e 2.3. Para efeito de melhor entendimento, a instalação foi dividida em três partes: a linha de suprimento de ar - linha azul -, a linha de suprimento de água - linha verde -, e a linha onde se desenvolve o escoamento bifásico - linha vermelha.

### 2.1.1 Linha de suprimento de ar

O sistema de suprimento de ar é composto de um compressor alternativo de 19,1 m<sup>3</sup>/h a 8,3 bar de capacidade mostrado na Figura 2.4; um reservatório de ar, RG, de 400 litros para diminuir as oscilações de pressão na linha, Figura 2.5; um filtro de ar e regulador de pressão, Figura 2.6; duas válvulas de agulha, uma de ajuste fino, VCG1 e VCG2, para controle da vazão de ar, Figura 2.6; e dois medidores de vazão de ar, MTG1 e MTG2, com faixas de medição intercaladas, Figura 2.7.

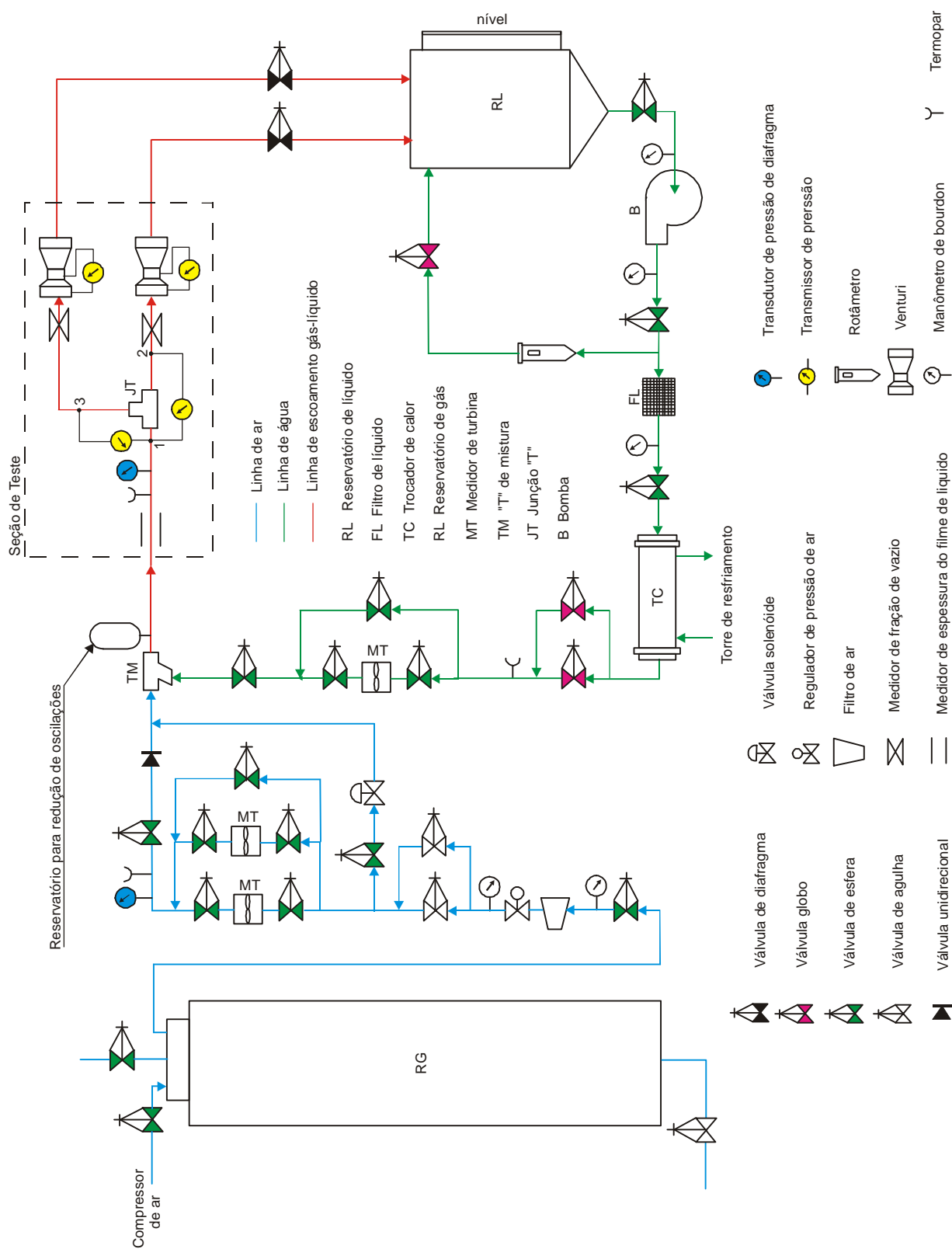


Figura- 2.2 - Diagrama da instalação

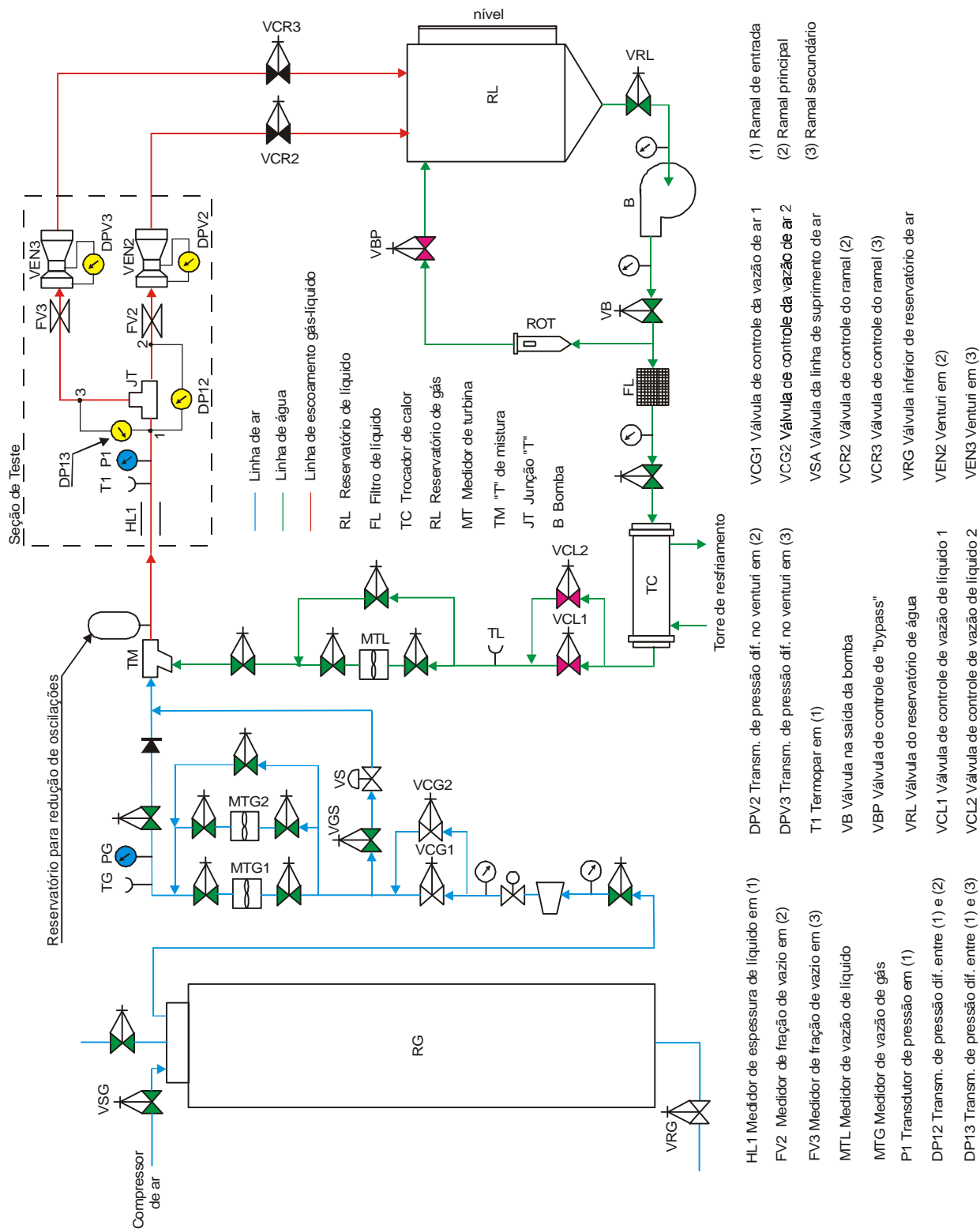


Figura- 2.3 - Identificação dos sistemas de controle e instrumentação



Figura 2.4 - Compressor de ar alternativo



Figura 2.5 - Reservatório de ar (RG)





Figura 2.6 - Regulador de pressão e filtro de ar e válvulas de controle



Figura 2.7 - Medidores de vazão de água e de ar (MTL, MTG1 e MTG2)

Além de padrões contínuos, a instalação tem a capacidade de produzir uma bolha alongada isolada, através da válvula solenóide VS mostrada na Figura 2.3. Isto é feito com a linha de escoamento ar-água cheia de líquido, escoando com uma certa vazão, em que o operador ajusta um intervalo de tempo via microcomputador (alguns segundos) em que a válvula solenóide VS permanece aberta injetando ar no misturador TM. O transiente gerado é absorvido com o auxílio de um pequeno reservatório de ar instalado logo após o misturador. O sistema de controle é discutido em 2.4.1.

### 2.1.2 Linha de suprimento de água

O sistema de suprimento de água é formado por dois subsistemas: o de suprimento propriamente dito e o de desvio.



Figura 2.8 - Reservatório de água (RL)

O sistema de suprimento é composto de um reservatório de água, RL, que também tem a função de separador ar-água, Figuras 2.8 e 2.9; uma bomba centrífuga, B, com capacidade de

45.000 l/h a 28 mca (75% de rendimento), Figura 2.10; dois filtros de água em paralelo, FL, mostrado na Figura 2.11; um trocador de calor duplo tubo, TC, Figura 2.12; duas válvulas de controle da vazão de líquido, uma de ajuste fino - VCL1 e VCL2 ; e um medidor de vazão de turbina, MTL, Figura 2.6. Uma torre de resfriamento fornece água próximo da temperatura de bulbo úmido ao lado anular do trocador de calor de duplo-tubo, Figura 2.13. A instalação do sistema de resfriamento foi necessário devido ao aquecimento do líquido em recirculação.

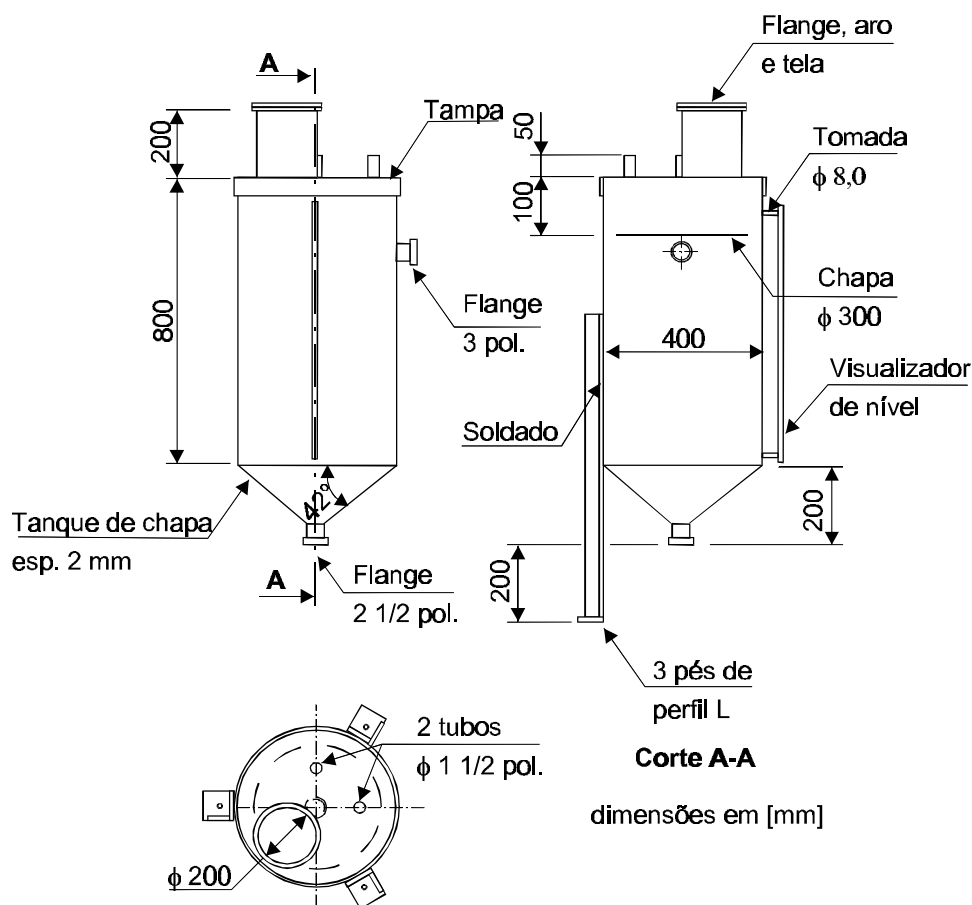


Figura 2.9 - Desenho de projeto do reservatório de água (RL)



Figura 2.10 - Bomba centrífuga (B)

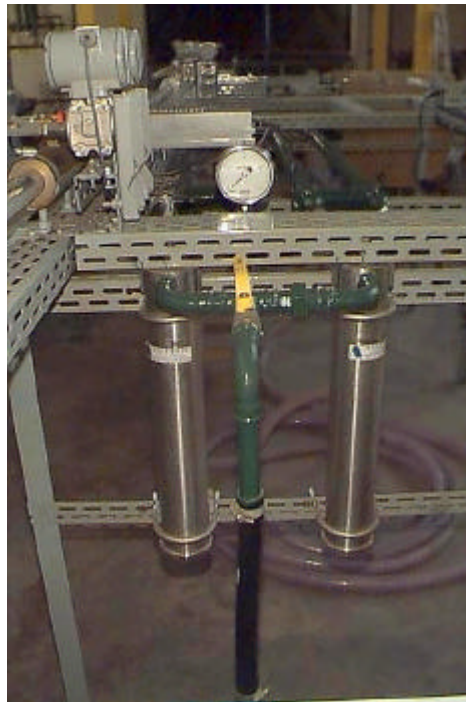


Figura 2.11 - Filtros de água (FL)



Figura 2.12 - Trocador de calor duplo tubo (TC)



Figura 2.13 - Torre de resfriamento





Figura 2.14 - Linha de desvio com manômetro na saída da bomba, rotâmetro e válvula de controle

O sistema de desvio, mostrado na Fig. 2.14 foi incorporado pelo fato de que uma máquina de fluxo radial causa grandes oscilações de pressão e vazão no recalque quando operando com rendimento baixo. Utilizando esta informação, a bomba foi projetada para uma vazão 20 vezes a vazão máxima requerida pela instalação, assim, uma vez ajustado o ponto de operação através do controle da vazão pela linha de desvio, um deslocamento máximo de apenas 5% desse ponto pode ocorrer em função do ajuste da vazão de líquido que passa através da linha bifásica e, dessa forma, são minimizadas as oscilações provenientes da bomba de água. O ajuste do ponto de operação da bomba de água é feito através da válvula globo de controle da linha de desvio, VBP, com o auxílio de um rotâmetro, ROT, e de um manômetro instalado no recalque. O rotâmetro ROT permite ainda a visualização de bolhas de ar que podem surgir em virtude de baixo nível de líquido no reservatório RL. Estas bolhas podem causar desvios sobre o desempenho do medidor de turbina da linha de suprimento de água e sobre a exatidão dos testes, pois mais ar do que o esperado estaria presente na linha de escoamento bifásico.

Os testes foram feitos com água deionizada para evitar a formação de incrustação nas paredes internas dos tubos, medidores e válvulas. O deionizador é mostrado na Figura 2.15.

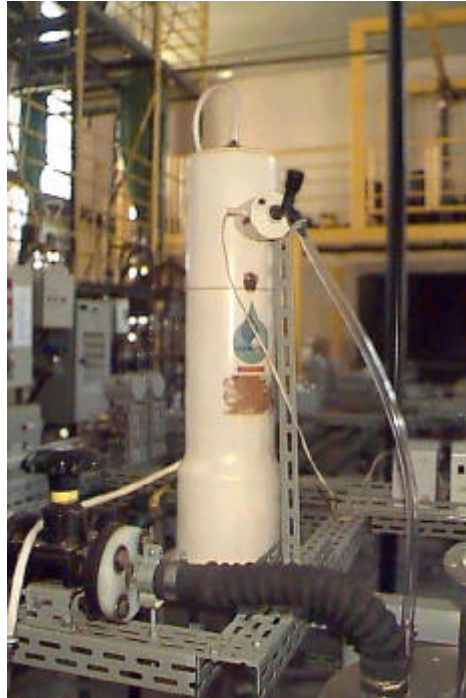


Figura 2.15 - Deionizador

### 2.1.3 Linha de escoamento gás- líquido

O sistema de escoamento gás-líquido, esquematizado na Figura 2.16, é constituído por um sistema de tubos de acrílico com 1 1/2 polegada de diâmetro nominal e 3 mm de espessura de parede (34,0 mm de diâmetro interno), um tê a 45°, misturador de ar e água, TM, Figura 2.17; um tê a 90°, de acrílico, JT, Figuras 2.18 e 2.19; dois sistemas de medida da descarga bifásica, VEN2 + DPV2 + FV2 e VEN3 + DPV3 + FV3, Figura 2.20, um em cada ramal; e duas válvulas de controle do tipo diafragma de passagem reta, VCR2 e VCR3, Figura 2.21, uma em cada ramal e utilizadas para o controle das descargas e a quebra de pressão entre os ramais do tê (JT).

Como mostrado na Figura 2.16, após a mistura das fases em TM o sistema bifásico tem um comprimento de 140 diâmetros hidráulicos do misturador até a seção de teste, para permitir o desenvolvimento do escoamento, e um comprimento de 68 diâmetros hidráulicos no ramal principal, o que deverá permitir que a turbulência adquirida pelo escoamento ao passar pelo tê não tenha influência sobre o sistema de medição de descarga bifásica. O mesmo ocorre no ramal secundário, porém, com um comprimento maior de cerca de 78 diâmetros e uma curva suave de

vidro borossilicato, como mostrado na Figura 2.22, com 34,0 mm de diâmetro interno e raio de curvatura igual a 400 mm, para causar um mínimo de perturbação no escoamento. Após os medidores existe um comprimento de aproximadamente 42 diâmetros hidráulicos antes das válvulas de diafragma, também para evitar os efeitos do escoamento nas válvulas de controle sobre os medidores de descarga.

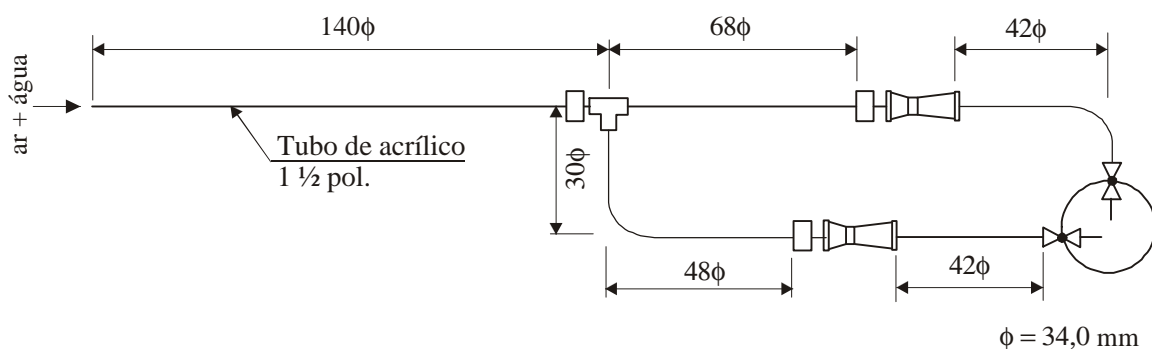


Figura 2.16 - Sistema de escoamento bifásico



Figura 2.17 - Tê misturador a 45° (TM)



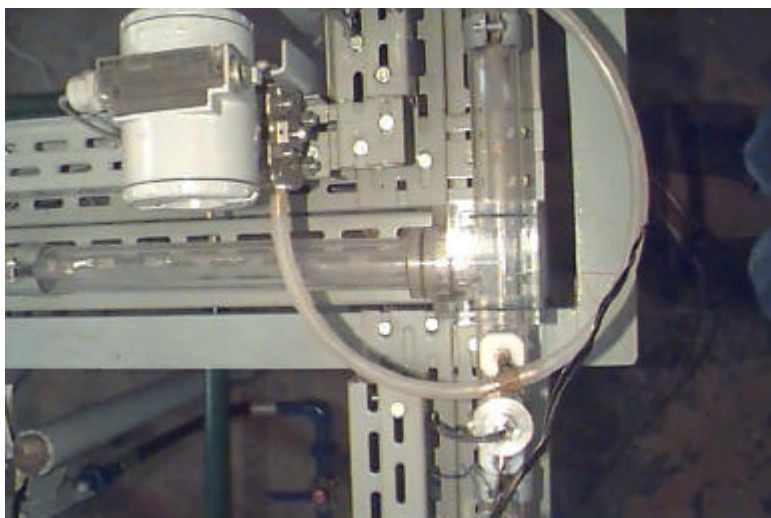


Figura 2.18 - Vista superior do tê de acrílico (JT)

A ramificação tê foi construída em acrílico, de acordo com Rubel *et al.* (1988), permitindo a visualização do comportamento dos pistões e das bolhas através da ramificação, conforme a Fig. 2.19.

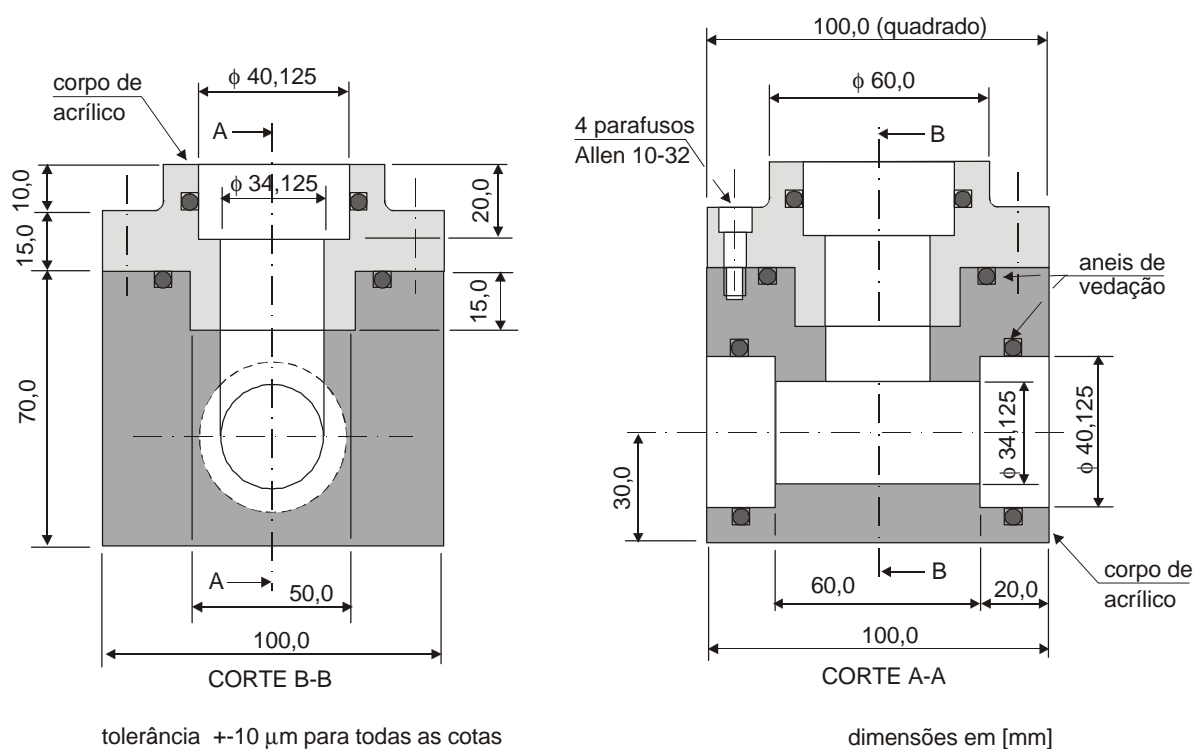


Figura 2.19 - Desenho de projeto do tê de acrílico

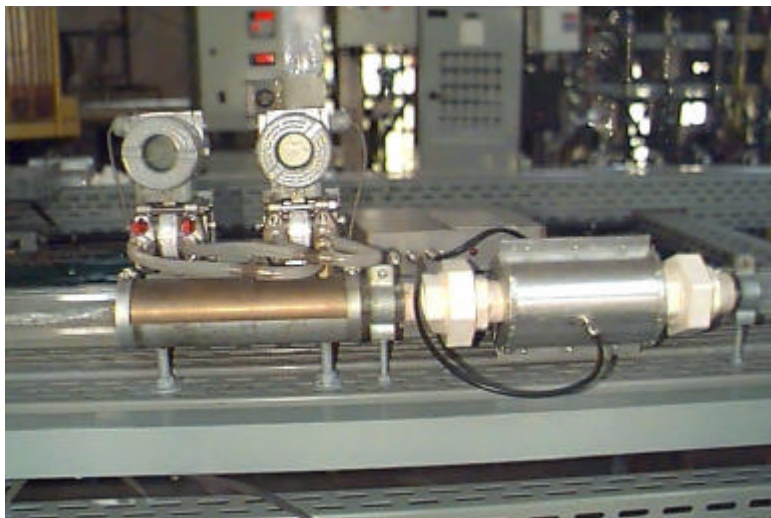


Figura 2.20 - Sistema de medida da descarga bifásica

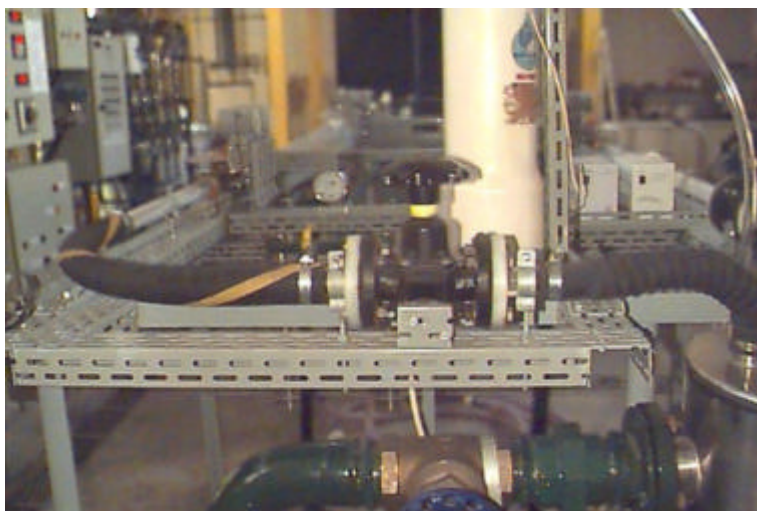


Figura 2.21 - Válvula de diafragma (VCR2)

A Figura 2.23 mostra a distribuição espacial dos componentes da instalação. O arranjo foi elaborado de modo a manter o mais próximo possível os controles, a instrumentação e as fontes dos dados a serem enviados para o sistema de aquisição. O reservatório de ar, RG, representado em pontilhado, foi instalado do lado de fora do laboratório, devido a normas de segurança. A linha de escoamento gás-líquido e demais sistemas foram instalados nos suportes mostrados nas Figuras 2.24 e 2.25.

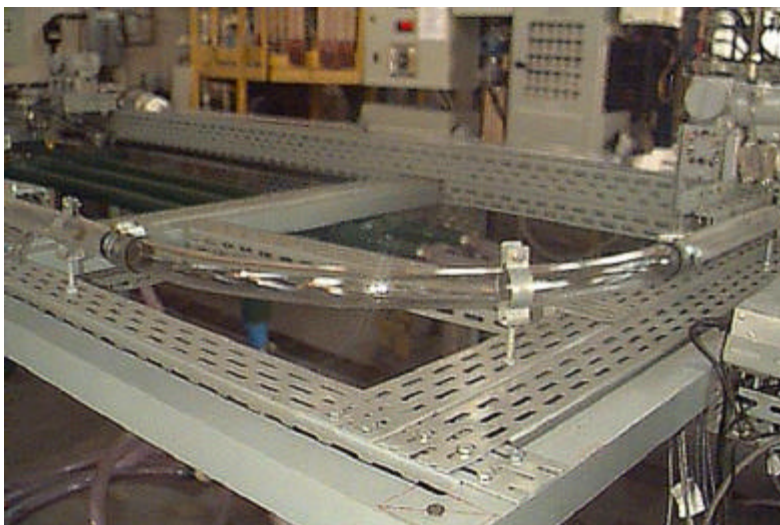


Figura 2.22 - Curva de 90° de vidro no ramal lateral

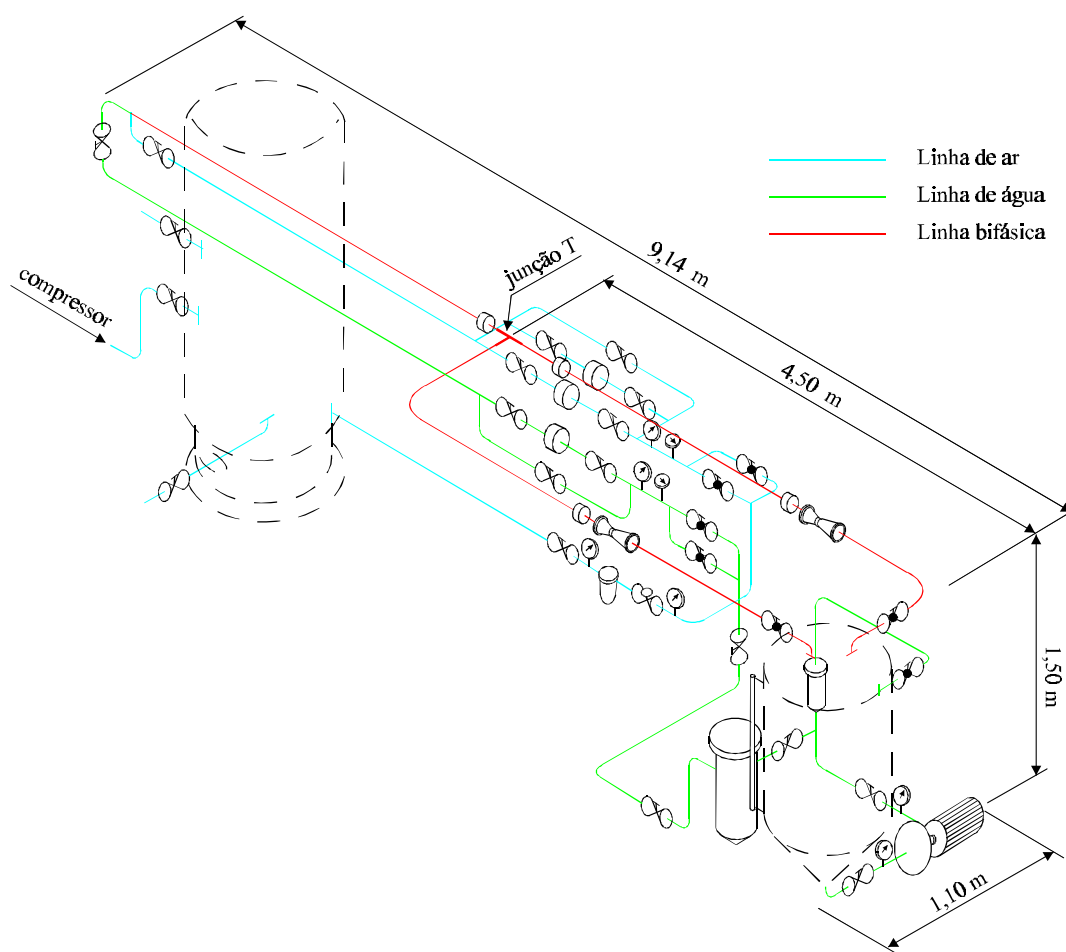


Figura 2.23 – Diagrama isométrico da instalação

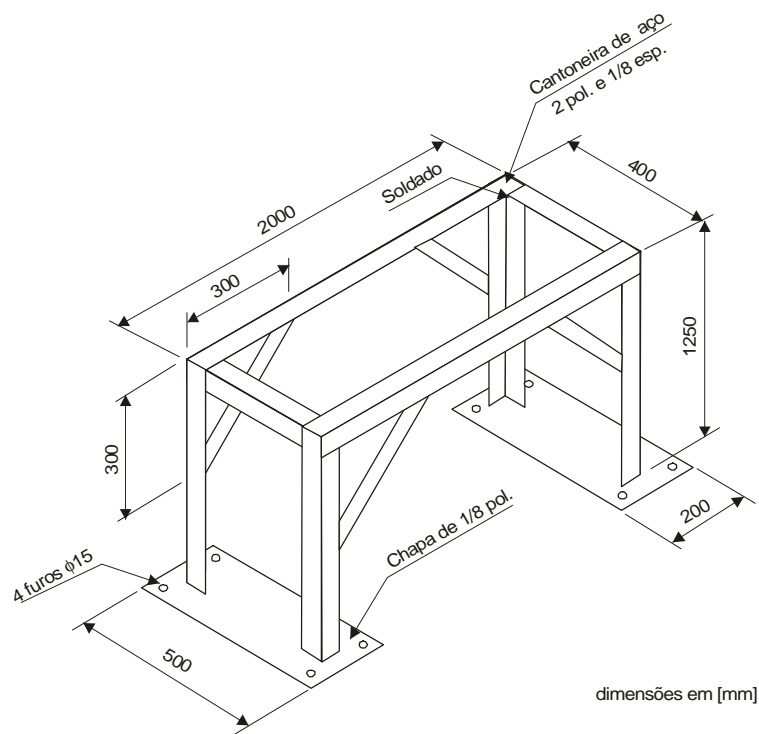


Figura 2.24 - Suporte 1 (foram utilizados 2 iguais)

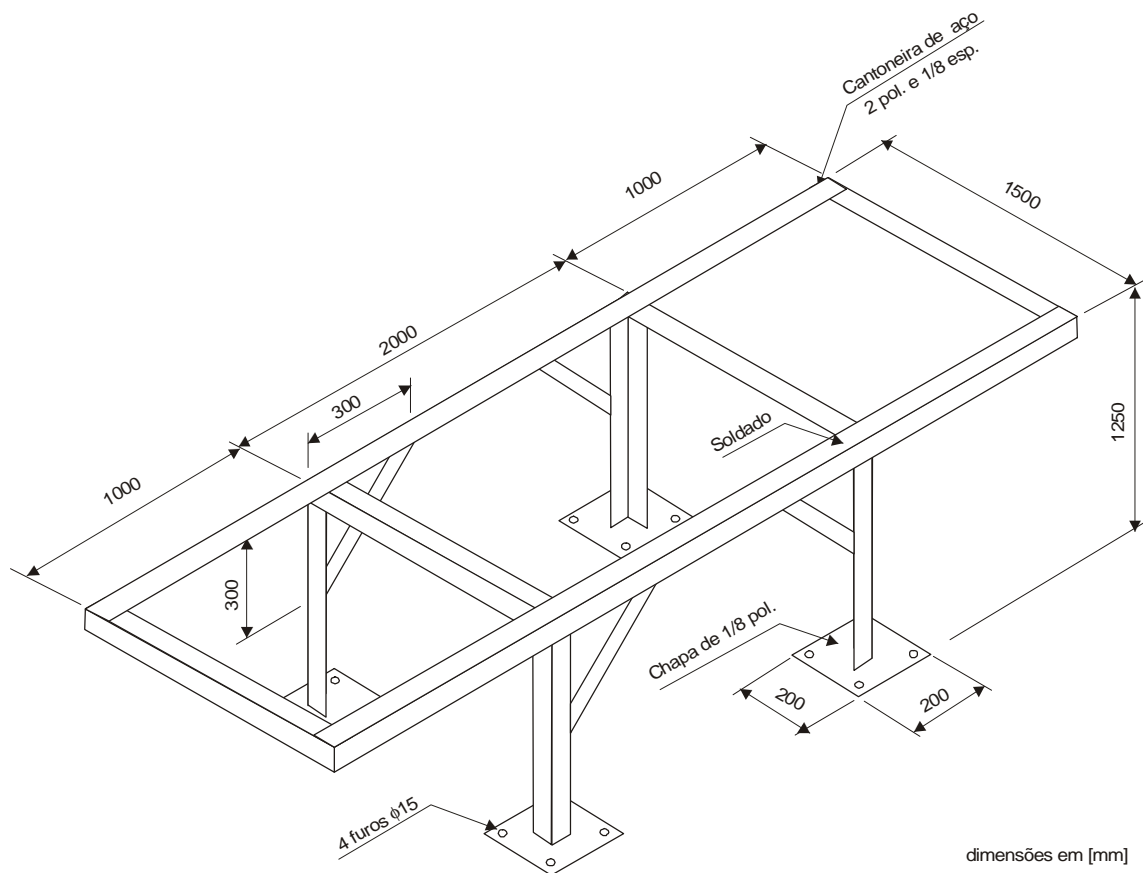


Figura 2.25 - Suporte 2 (foi utilizado 1)

Junto aos suportes foram montadas cantoneiras perfuradas que serviram de base para a instalação dos demais componentes. A Figura 2.27 mostra um dos apoios fabricados com conjunto soldado de abraçadeira e barra roscada de 3/8 pol, preso na base com porca e contra-porca. Este sistema permite o alinhamento adequado da tubulação bifásica de acrílico.



Figura 2.26 - Suporte da tubulação bifásica

A Figura 2.28 mostra o sistema de ajuste da união comercial de PVC de diâmetro nominal 1,5 pol. ao tubo de acrílico de mesmo diâmetro. Devido à diferença entre os diâmetros da união e do tubo de acrílico, foram fabricadas buchas a partir de tubo de PCV de 1 1/2 pol.. Na Figura 2.27 pode-se ver o sistema montado. Este sistema evita ressaltos no interior do tubo que poderiam perturbar o escoamento.

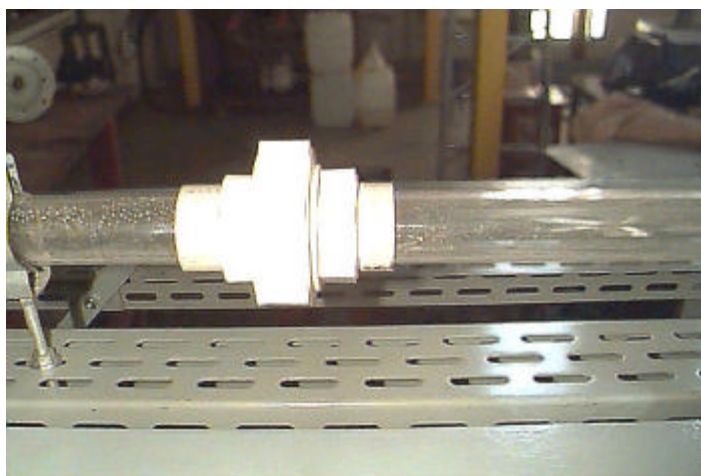


Figura 2.27 - União de 1 1/2 pol.

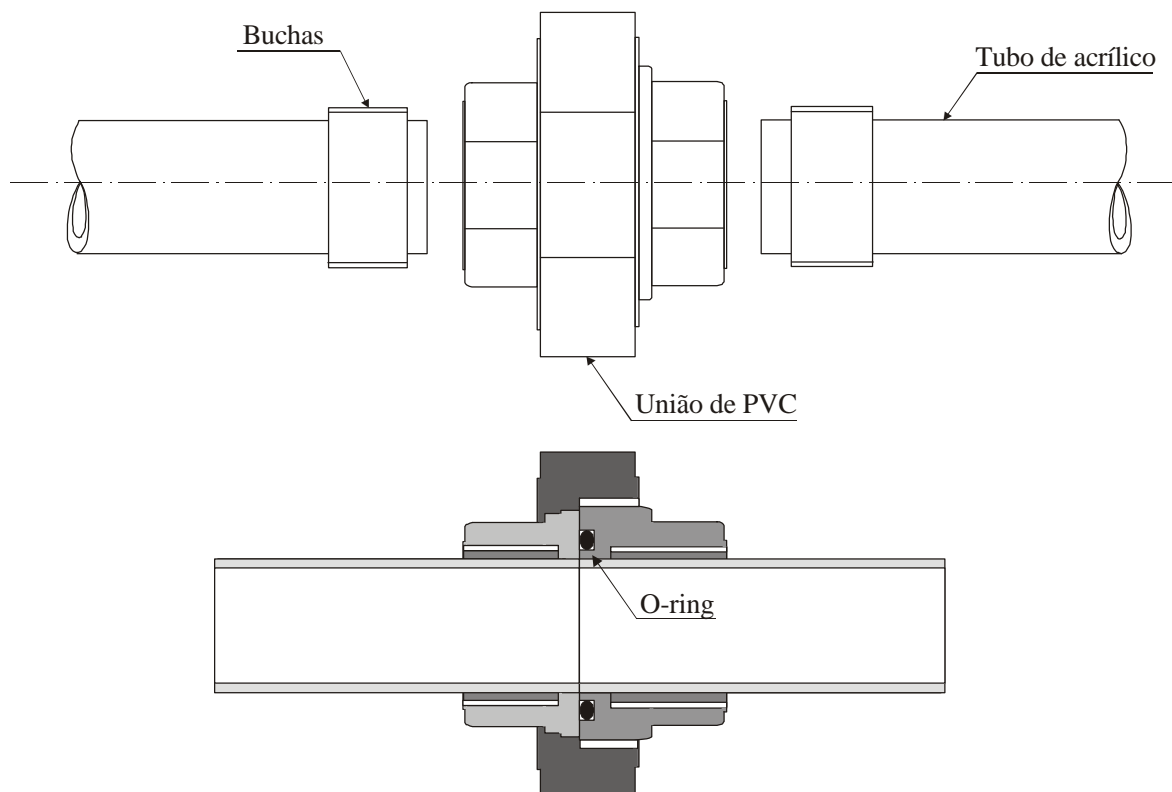


Figura 2.28 - Sistema de ajuste dos tubos de acrílico às uniões de PVC de 1 1/2 pol.

## 2.2 Grandezas Medidas Através de Instrumentos Comerciais

As grandezas medidas através de equipamentos comerciais, mostrados nas Figuras 2.2 e 2.3: temperaturas dos fluidos, pressões manométricas e diferenciais e vazões nas linhas monofásicas, são discutidas a seguir.

### 2.2.1 Temperaturas

Foram medidas três temperaturas: a temperatura da água próxima ao medidor de vazão MTL mostrado na Figura 2.3, TL, a temperatura do gás próximo aos medidores de vazão de gás MTG1 e MTG2, TG, temperaturas estas utilizadas na determinação da densidade dos fluidos, e a

temperatura no ponto 1 da região de teste, T1, utilizada para a correção das velocidades superficiais dos fluidos na entrada do tê, procedimento que será descrito no capítulo 4.

Foram utilizados termopares tipo T da marca Pyrotec com incerteza de medição fornecida pelo fabricante da ordem de  $\pm 1^{\circ}\text{C}$  na faixa de 15 a  $50^{\circ}\text{C}$ . Os cabos de extensão foram conectados diretamente ao bloco de conexão do sistema de aquisição de dados através do módulo de condicionamento, modelo SCC-TC02 da marca National Instruments<sup>TM</sup>, com incerteza global de conversão de  $0,4^{\circ}\text{C}$ , fornecida pelo fabricante.

### 2.2.2 Pressões diferenciais e manométricas

Foram utilizados medidores de tubo de Bourdon para monitoramento da perda de carga através dos filtros de água FL e para auxílio na operação de ajuste do ponto de operação da bomba de água B. Os medidores eram da marca ASTA modelo 42, de aço inox, com 100 mm de diâmetro e faixa de medida de 0 a  $3\text{ kgf/cm}^2$ .

Além dos medidores mecânicos, também foram instalados medidores de pressão eletrônicos, como descrito a seguir.

#### a. Descrição dos medidores eletrônicos

Transmissores de pressão diferencial foram instalados entre os pontos 1 e 2 e entre os pontos 1 e 3, DP12 e DP13, para medida da variação de pressão através dos ramais, mostrados na Figura 2.29, e também entre as tomadas de pressão dos tubos de venturis, DPV2 e DPV3. Os equipamentos são da marca SMAR<sup>TM</sup>, modelo LD301/D1, com faixa de medição de 12,5 a 500 mmca e incerteza de medição fornecida pelo fabricante de  $\pm 0,075\%$  da faixa ajustada, ou  $\pm 0,375\text{ mmca}$ . Para as medidas de DPV2 e DPV3 foi necessário utilizar outros equipamentos com faixas mais amplas de medida, em decorrência dos variados padrões do escoamento através dos tubos de venturi. Neste caso, foram também utilizados equipamentos SMAR<sup>TM</sup>, modelo LD301/D2, com faixas de 41,7 a 5000 mmca e incerteza de medição de  $\pm 0,075\%$  da faixa ajustada ou  $\pm 3,75$



mmca. Figura 2.20. Todos os medidores possuem saída analógica de 4-20 mA, conectada ao sistema de aquisição de dados, como descrito no item 2.4.

Para a determinação da densidade do gás próximo aos medidores de vazão de ar, MTG1 e MTG2, foi necessária a medida da pressão manométrica, PG, e da barométrica, conforme item 2.1.4-d. Para tanto, foi instalado um transdutor de pressão manométrica Transtec<sup>TM</sup>, com faixa de 0 a 3 bar e incerteza de medição fornecida pelo fabricante de  $\pm 0,5\%$  do fundo de escala, ou  $\pm 1,5$  kPa, com saída de 4-20 mA. A Figura 2.30 mostra o conjunto transdutor de pressão e termopar na linha de suprimento de ar, logo após os medidores de vazão.

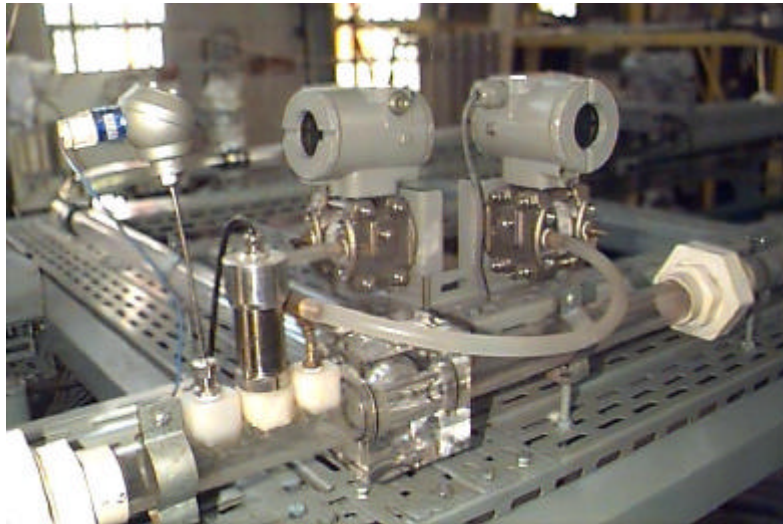


Figura 2.29 - Transmissores de pressão instalados entre os ramais do tê

Para a correção da velocidade superficial do gás na entrada do tê é necessário medir a pressão manométrica P1 no ponto1. Para tal fim foi instalado um medidor Transtec<sup>TM</sup>, com faixa de 0 a 100 kPa, incerteza de  $\pm 0,5\%$  do fundo de escala, ou  $\pm 0,5$  kPa, e com saída analógica de 4-20 mA. O equipamento é mostrado na Figura 2.30, junto com os medidores de pressão diferencial DP12 e DP13 e o termopar T1, do tipo T.



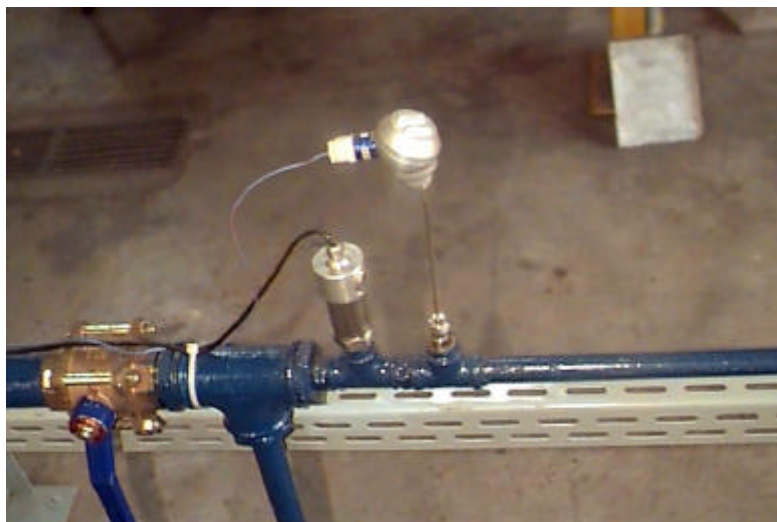


Figura 2.30 – Transdutor de pressão e termopar tipo T na linha de ar

#### b. Verificação dos transmissores de pressão diferencial DP12, DP13, DP V2 e DP V3

Os transmissores SMAR modelos LD301/D1 e D2 foram verificados periodicamente, pela conferência de alguns pontos da sua faixa de medida com os valores medidos estaticamente por medidores de pressão diferencial de coluna inclinada da marca IOPE, modelos MIK 100, com faixa de 0 a 100 mmca e incerteza de calibração fornecida pelo fabricante de  $\pm 0,2$  mmca, e MIK 500, com faixa de 0 a 500 mmca e incerteza de  $\pm 0,3$  mmca. Como a ordem de grandeza da incerteza da medida dos transmissores de pressão e dos medidores de coluna inclinada é a mesma, a calibração dos transmissores de pressão usando os manômetros de coluna inclinada não é adequada. Através da curva de calibração dos transmissores fornecida pelo fabricante e do procedimento descrito foi possível verificar que, para os mesmos pontos, não ocorreram desvios significativos durante a operação dos instrumentos eletrônicos ( $\pm 0,2\%$  das leituras).

A Figura 2.31 mostra o esquema do sistema utilizado. Um manômetro de coluna de água é ligado através de mangueira flexível às tomadas de alta (+) do transmissor de pressão e do medidor de pressão de coluna inclinada. Água é injetada com o auxílio de uma seringa na outra tomada do manômetro, permitindo que uma mesma pressão seja aplicada simultaneamente aos

dois medidores. Como as mangueiras estão cheias de ar o efeito da diferença de posição vertical dos equipamentos foi desprezado.

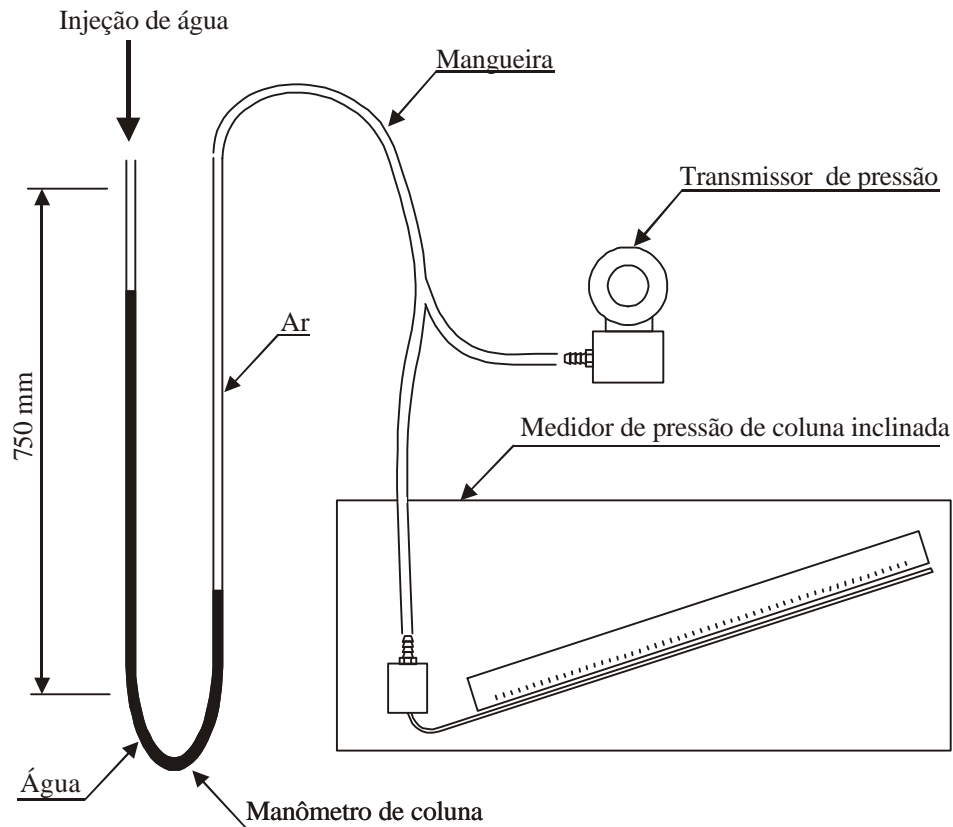


Figura 2.31 - Esquema de verificação da presença de desvio nos transmissores de pressão

### 2.2.3 Vazões nas linhas monofásicas

Para auxiliar no ajuste do ponto de operação da bomba B foi utilizado o rotâmetro ROT, como descrito no item 2.1.2. Trata-se de um instrumento da marca OMEL, modelo 4T7, com faixa de 0 a 45000 l/h e menor graduação de 4500 l/h.

Medidores eletrônicos foram usados para determinar as vazões de gás e de líquido nas linhas monofásicas antes do ponto de mistura TM, permitindo o cálculo das velocidades superficiais das fases.

### a. Descrição dos medidores eletrônicos

Na linha de gás foram instalados dois medidores de turbina em paralelo, com faixas de medida intercaladas, de 1,1 a 11,0 e 8,8 a 88,0 m<sup>3</sup>/h, com incerteza de medida de  $\pm 1\%$  do fundo de escala, ou  $\pm 0,11$  m<sup>3</sup>/h e  $\pm 0,88$  m<sup>3</sup>/h, respectivamente, com saída analógica de 4-20 mA para o sistema de aquisição de dados. A linha de líquido possui um medidor de vazão do tipo turbina, com faixa fornecida pelo fabricante de 3,6 a 36,0 l/min, incerteza de medição de  $\pm 0,5\%$  do fundo de escala, ou  $\pm 0,18$  l/min, e saída de 4-20 mA para o sistema de aquisição de dados. Todos os medidores são da marca Nykow Dwyler<sup>TM</sup> e são mostrados na Figura 2.7, seus indicadores sendo mostrados na Figura 2.32.



Figura 2.32 – Indicadores dos medidores de vazão

A necessidade de calibração dos medidores de vazão foi verificada durante a etapa inicial de testes.

### b. Calibração dos medidores de turbina MTL, MTG1 e MTG2

Os cálculos de incerteza foram efetuados de acordo com o modelo adotado na norma ANSI/ASME (1985), descrito por Coleman e Steele (1989) e Figliola e Beasley (2000), que tem como vantagem a simplicidade de aplicação [Dieck (1997)].

O intervalo de confiança das incertezas estimadas foi sempre de 95%.

Os medidores de vazão de ar e de água fornecidos pela Nykow Dwyler™ foram calibrados de acordo com o procedimento descrito a seguir.

#### Medidor de vazão de água de 1/2 pol. - MTL

Foi calibrado a partir do venturi instalado na linha de escoamento gás-líquido do ramal principal - VEN 2 - na faixa de 3,0 a 45 l/min. Foram tomados 16 pontos dentro da faixa com a temperatura T1, a pressão diferencial DPV2 e a indicação do medidor MTL registrados através do sistema de aquisição de dados. Posteriormente, as informações foram convertidas em vazões, usando as equações fornecidas pela norma ISO (1991), e foi obtida a curva mostrada na Figura 2.33.

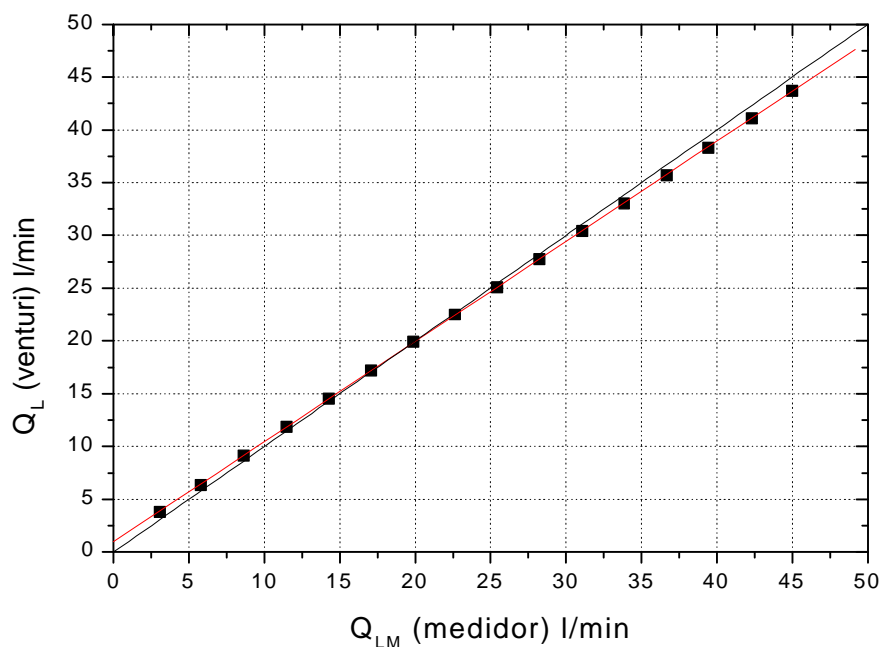


Figura 2.33 - Curva de comparação das vazões medidas através do venturi e através do medidor de turbina

Através dessa figura verificou-se a existência de um erro sistemático do medidor de vazão de turbina, sendo feita a correção da medida através da função exponencial mostrada na Figura 2.34.

$$Q_L = Q_{LM} G_L \quad (2.1)$$

onde o  $G_L$  ajustado é dado por

$$G_L = 0,96659 + 0,41172 \exp\left(-\frac{Q_{LM} - 1,61649}{1,26376}\right) + 0,16811 \exp\left(-\frac{Q_{LM} - 1,61649}{11,48478}\right) \quad (2.2)$$

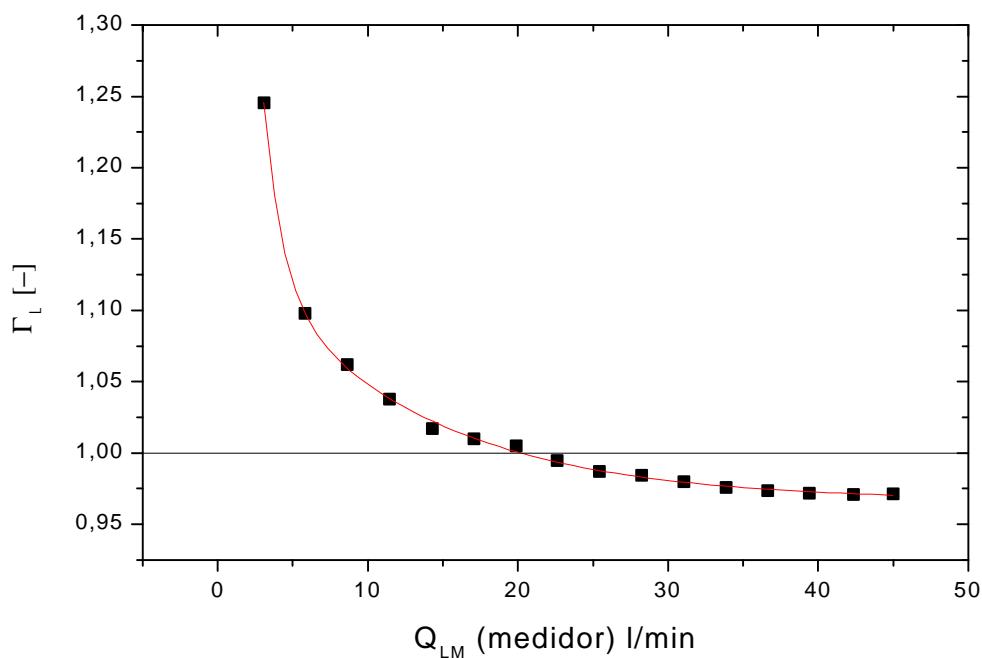


Figura 2.34 - Função exponencial para correção da vazão de água

A incerteza do medidor de turbina foi calculada considerando o limite superior de incerteza de medida da vazão no venturi igual a  $\pm 0,5\%$  do fundo de escala, ou  $\pm 0,22$  l/min, que combinada à parcela de incerteza aleatória, resulta numa incerteza para o medidor de  $\pm 0,504\%$  do FE, ou  $\pm 0,23$  l/min.

### Medidor de vazão de ar de 3/4 pol.- MTG1

O medidor de vazão de ar de turbina de 3/4 pol. foi calibrado com um sistema de placas de orifício com tubo de diâmetro interno de 13,72 mm e placa com orifício de 7,80 mm, na faixa de 1,0 a 12 m<sup>3</sup>/h. As placas foram fabricadas de acordo com a norma ASME (2001). Foram medidas a temperatura do ar antes da placa, a pressão diferencial nas tomadas, a pressão manométrica na entrada da placa e a pressão barométrica. Os dados foram adquiridos e convertidos em vazão de acordo com as equações fornecidas pela norma, sendo obtida a curva mostrada na Figura 2.35.

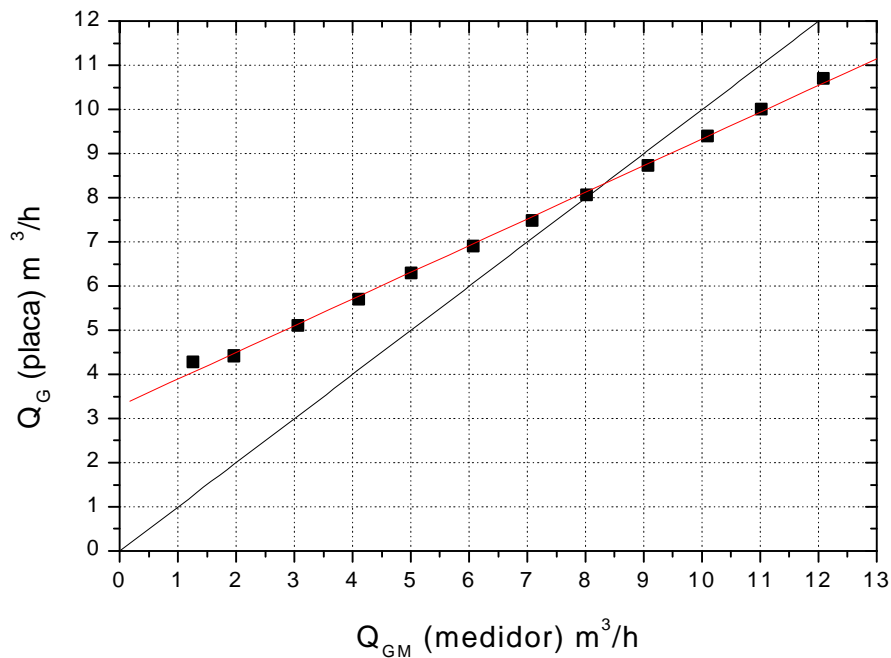


Figura 2.35 - Curva de comparação das vazões medidas através da placa de orifício e através do medidor de turbina de 3/4 pol.

A Figura 2.35, como no caso do medidor de líquido, mostra a existência de um erro sistemático no medidor de vazão de turbina. O mesmo método de correção da medida através de uma função exponencial foi utilizado, conforme a Figura 2.36:

$$Q_G = Q_{GM} \cdot G_G \quad (2.3)$$

onde o  $G_G$  ajustado é dado por:

$$G_G = 0,83016 + 2,04148 \exp\left(-\frac{Q_{GM} - 0,99324}{0,59384}\right) + 1,3706 \exp\left(-\frac{Q_{GM} - 0,99324}{3,43557}\right) \quad (2.4)$$

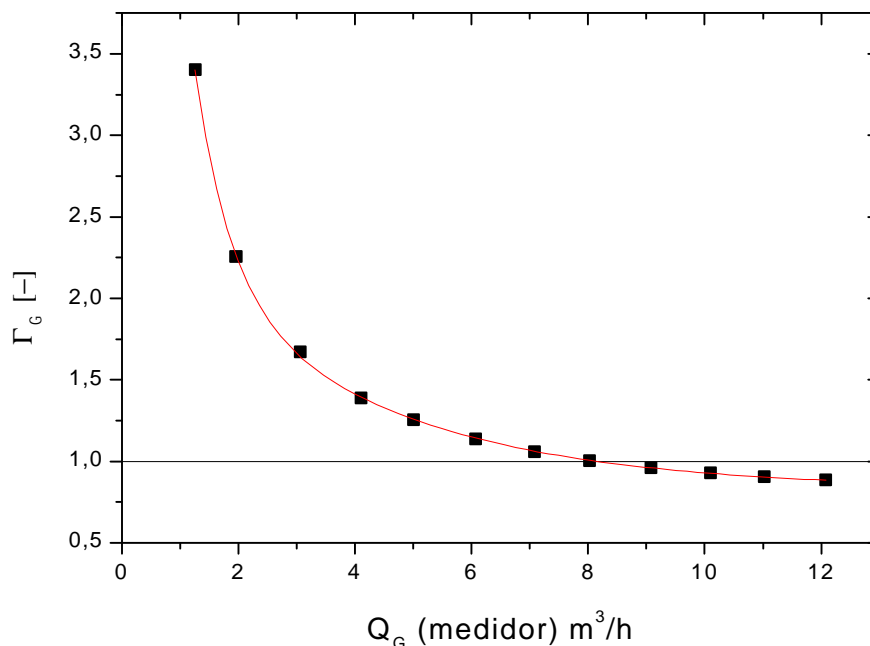


Figura 2.36 - Função exponencial para correção da vazão de ar

A incerteza do medidor de turbina foi calculada considerando o limite superior de incerteza de medida da vazão através da placa de orifício igual a  $\pm 1,0\%$  do fundo de escala, ou  $\pm 0,12 \text{ m}^3/\text{h}$ , resultando uma incerteza calculada para o medidor de  $\pm 1,183\%$  do FE, ou  $\pm 0,14 \text{ m}^3/\text{h}$ .

#### Medidor de vazão de ar de 1 1/2 pol. -MTG2

Da mesma forma como para o medidor de 3/4 pol., o medidor de vazão de ar de turbina de 1 1/2 pol. foi calibrado com um sistema de placas de orifício com tubo de diâmetro interno de 18,20 mm e placa com orifício de 13,02 mm, na faixa de 8,0 a 35  $\text{m}^3/\text{h}$ , sendo obtida a curva mostrada na Figura 2.37.

O cálculo da vazão calibrada é feito pela função polinomial:

$$Q_G = 7,63935 + 0,48958 Q_{GM} - 0,60712 Q_{GM}^2 + 2,958 \cdot 10^{-4} Q_{GM}^3 \quad (2.5)$$

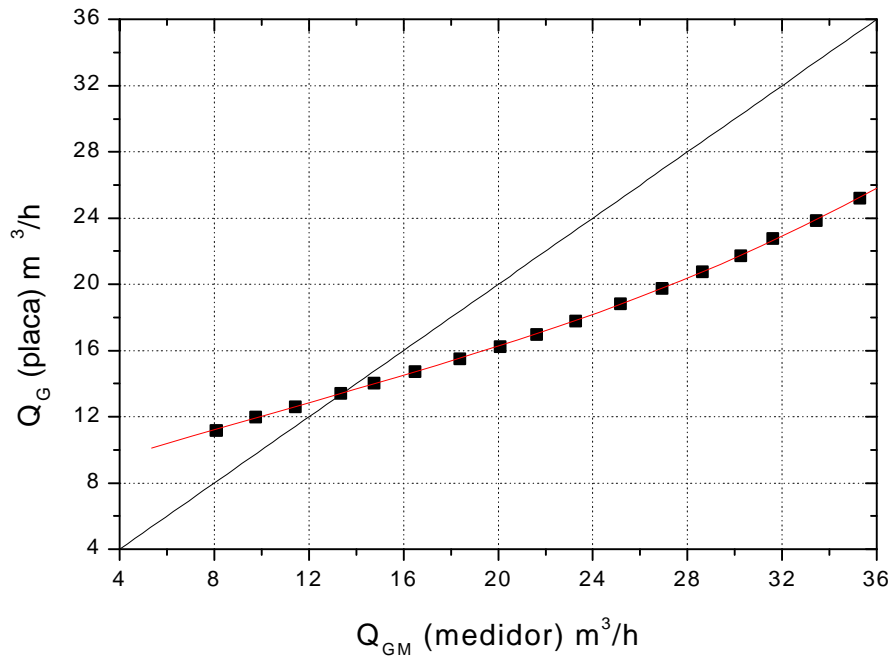


Figura 2.37 - Curva de comparação das vazões medidas através da placa de orifício e pelo medidor de turbina de 1 1/2 pol.

A incerteza do medidor de turbina foi calculada considerando o limite superior de incerteza de medida da vazão através da placa de orifício igual a  $\pm 1,0\%$  do fundo de escala, ou  $\pm 0,35 \text{ m}^3/\text{h}$ , que com a parcela de incerteza aleatória, resulta numa incerteza calculada para o medidor de  $\pm 1,164\%$  do FE, ou  $\pm 0,407 \text{ m}^3/\text{h}$ .

## 2.2.4 Condições ambientais

As grandezas relacionadas às condições ambientais importantes para o trabalho são a temperatura de bulbo seco, a umidade relativa do ar e a pressão barométrica.

As temperaturas de bulbo seco e bulbo úmido foram obtidas com termômetros da marca INCOTHERM<sup>TM</sup>, com escalas de -10 a 50 °C, menor graduação de 1°C e menor divisão de



1mm/°C. A umidade relativa foi determinada a partir de um diagrama psicrométrico, levando em conta a correção de altitude.

A pressão barométrica foi medida através de um barômetro de mercúrio de Torricelli, marca Sato Keiryoki, com menor divisão no nônio de 0,01 cmHg.

## **2.3 Grandezas Medidas Através de Instrumentos Desenvolvidos Neste Trabalho**

As grandezas medidas através de instrumentos desenvolvidos neste trabalho foram: a fração de vazio nos ramais principal e secundário, FV2 e FV3, a espessura do filme de líquido do escoamento logo na entrada do tê, ponto 1, HL1, e as descargas bifásicas nos ramais principal e secundário.

A teoria, montagem e calibração destes instrumentos são tratados no Capítulo 3.

## **2.4 Sistema de Aquisição de Dados e de Controle**

As grandezas de interesse foram medidas usando equipamentos eletrônicos conectados a um sistema de aquisição de dados, para que pudessem ser medidas automática e simultaneamente, e de forma discreta, características importantes para tornar o estudo mais acurado.

### **2.4.1 Descrição do sistema**

Os dados provenientes dos medidores de vazão, termopares, transdutores de pressão e de capacitância foram adquiridos através de um sistema de aquisição da marca National Instruments<sup>TM</sup>, composto por uma placa de aquisição de dados AT-MIO-16E, um bloco de conexão e condicionamento de sinais SC-2345, cabo e microcomputador, e o programa LabView<sup>TM</sup> 5.0.

As Figuras 2.38 e 2.39 mostram o microcomputador e o bloco de conexão e condicionamento de sinais, respectivamente.



Figura 2.38 - Microcomputador do sistema de aquisição de dados



Figura 2.39 - Bloco de conexão e condicionamento de sinais

O bloco de conexão permite que sejam utilizados módulos de condicionamento de sinais. Foram utilizados dois tipos: modelo SC-TC02 que permite que os termopares tipo T: TL, TG e T1 sejam ligados diretamente ao sistema de aquisição de dados, sem a necessidade de amplificadores e compensação de junção fria externos, como discutido no item 2.1.4 - a; e o modelo SC-FT01, que não possui função de condicionamento e apenas faz a conexão direta com os canais da placa, utilizados para os sinais dos medidores de pressão, vazão, frações de vazio e espessura do filme de líquido.

Os sinais elétricos provenientes dos medidores comerciais são correntes contínuas de 4 a 20 mA: PG, P1, DP12, DP13, DPV2, DPV2, MTL, MTL1 e MTL2, conforme a Figura 2.3; enquanto os sinais dos transdutores de capacitância são tensões DC de 0 a 5 V: HL1, FV2 e FV3. Para que os sinais sejam conectados diretamente à placa eles devem estar na forma de tensões DC de 0 a 10 V. Assim sendo, os sinais provenientes dos transdutores de capacitância estão adequados, não requerendo modificação. Para conversão dos sinais de corrente foi desenvolvido um conversor de 4 a 20 mA para tensões de 0 a 5 V, com 10 canais. Foram utilizados circuitos integrados (CIs) RCV420 da Texas Instruments, cujo esquema básico é mostrado na Figura 2.41, com incerteza de conversão da ordem de  $\pm 0,1\%$  na faixa de 0 a 5 V. Uma alternativa para a conversão seria a utilização de resistores de  $250\ \Omega$ , como mostrado na Figura 2.40. Os resistores comerciais, no entanto, possuem incerteza da ordem de  $\pm 1\%$  do valor nominal e variam suas propriedades com a temperatura ambiente, o que levou à opção pela montagem do conversor corrente-tensão com CIs.

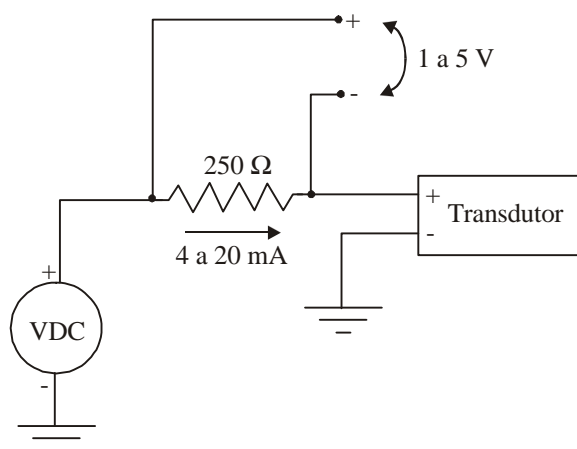


Figura 2.40 - Conversão de corrente em tensão utilizando um resistor

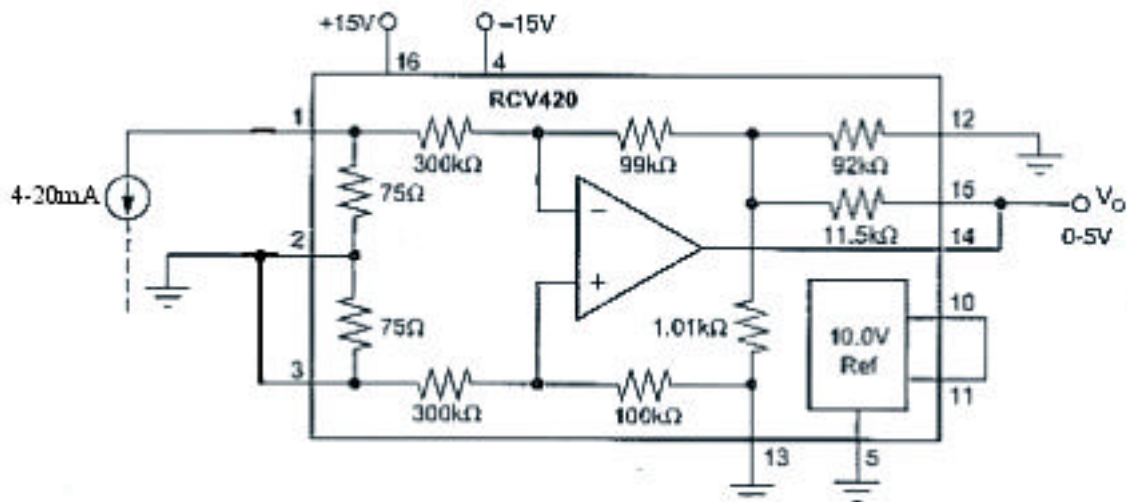


Figura 2.41 – Esquema básico do CI conversor de corrente em tensão DC

As Figuras 2.42, 2.43 e 2.44 apresentam vistas da placa de circuito impresso e do conversor corrente-tensão de 10 canais. Alguns instrumentos nunca operam simultaneamente como, por exemplo, os medidores de vazão de ar MTG1 e MTG2, e os transmissores de pressão diferencial nos tubos de venturi, DPV2 e DPV3, operando dois a dois para cobrir toda a faixa de pressões, como discutido no item 3.4. Para estes casos, foi desenvolvido no conversor corrente-tensão um sistema de chaveamento, que permite a utilização do mesmo CI por dois instrumentos, de forma alternada. O sistema consta de quatro chaves, que incrementam a capacidade do conversor de 10 para 14 canais, como visto na parte inferior da Figura 2.42.

A Figura 2.43 apresenta a vista frontal do conversor de corrente em tensão. As cinco chaves mostradas são quatro para comutar 4 canais dois a dois além daquela para ligar e desligar o equipamento.

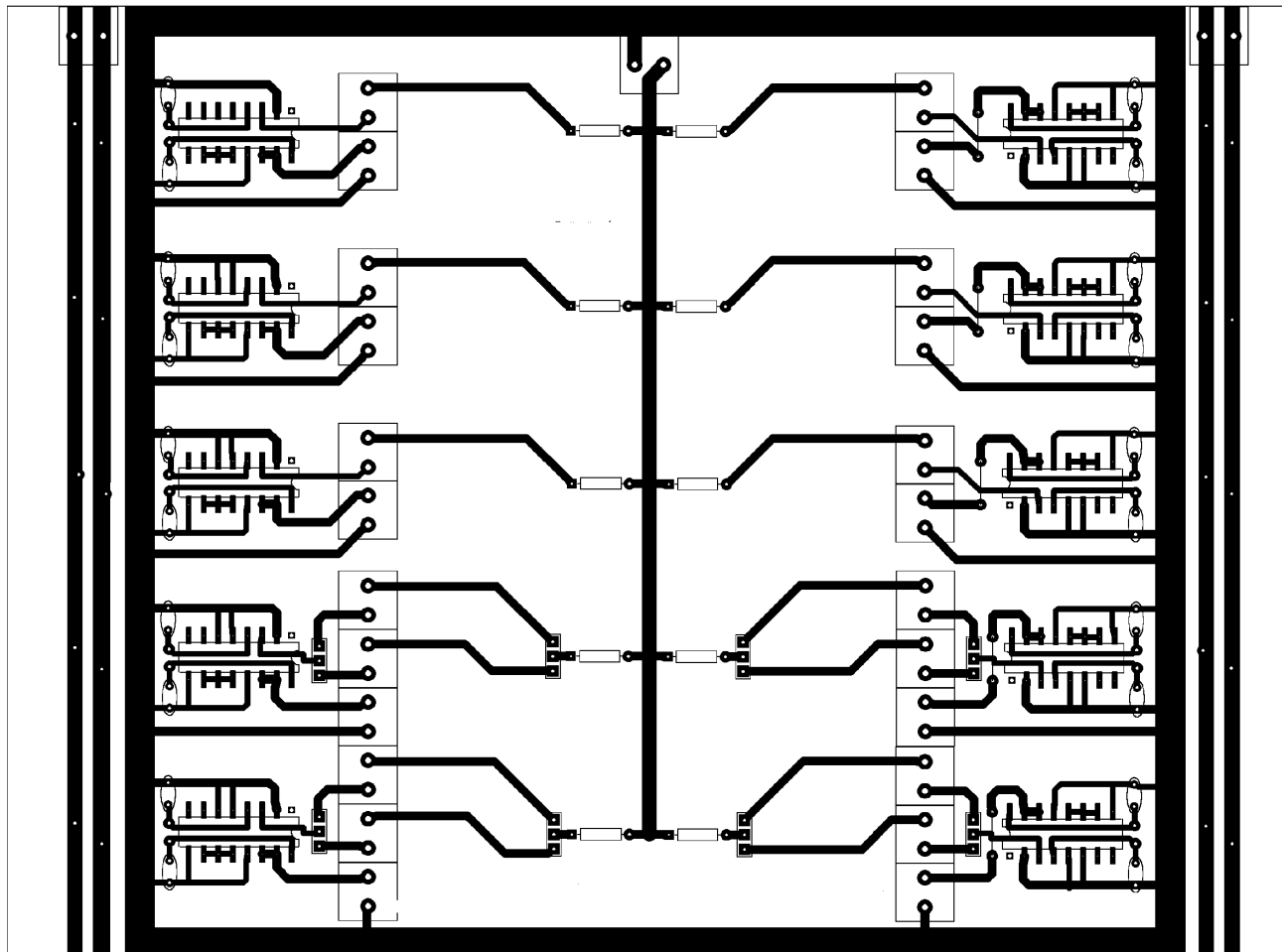


Figura 2.42 – Vista da placa de circuito impresso do conversor de 4-10 mA para 0-5V

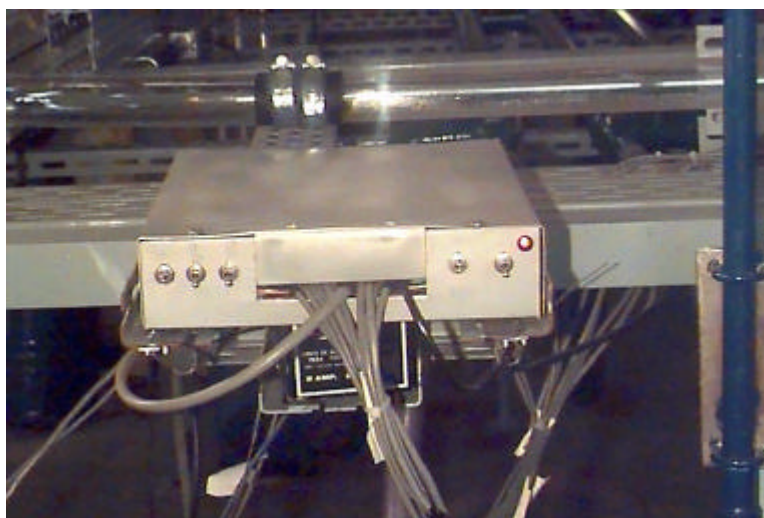


Figura 2.43 – Bloco conversor de 4-20 mA para 0-5V

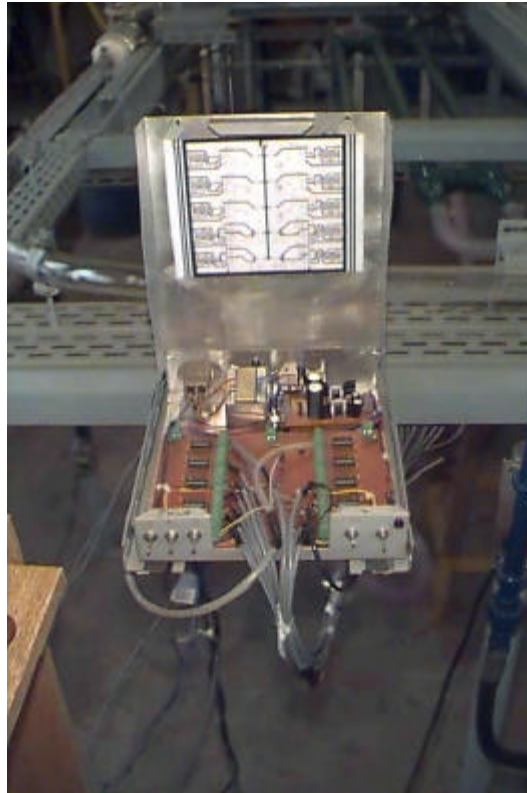


Figura 2.44 – Vista do interior do bloco conversor de 4-10 mA para 0-5V

A Figura 2.45 mostra o esquema geral de ligações do sistema de aquisição de dados, com as entradas de corrente ligadas ao conversor 4-20 mA para 0 a 5 V, as entradas de tensão e os termopares ligados ao bloco de conexão. A linha pontilhada representa o sinal de controle para a válvula solenóide VS, apresentada na Figura 2.3, que requer 110V DC para seu acionamento.

Foi desenvolvido um circuito transistorizado para prover a tensão e a corrente de alimentação necessárias para controle de VS, através do sinal enviado pelo microcomputador através da placa de aquisição. O diagrama esquemático do circuito é mostrado na Figura 2.46. A tensão alternada da rede 110V AC é aplicada aos terminais de um transformador de isolamento, cuja função é permitir que o nível de terra da instalação seja utilizado como nível de 0 V junto ao retificador de onda completa. Quando aplicado o sinal de 5 V (nível alto), proveniente do microcomputador, à base do transistor Q, inicia-se uma corrente de coletor-emissor suficiente para acionar a válvula solenóide VS; por outro lado, quando o sinal é de 0 V (nível baixo), a corrente cessa. Portanto, o transistor Q opera como uma chave eletrônica.

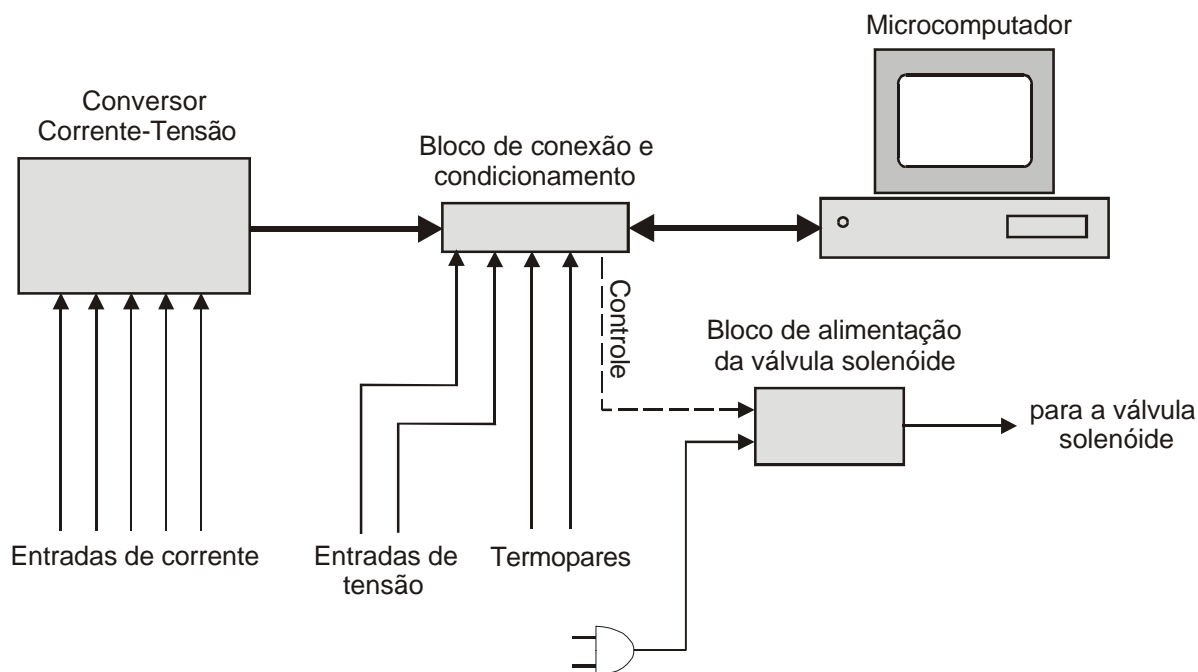


Figura 2.45 - Esquema de ligação dos instrumentos ao sistema de aquisição

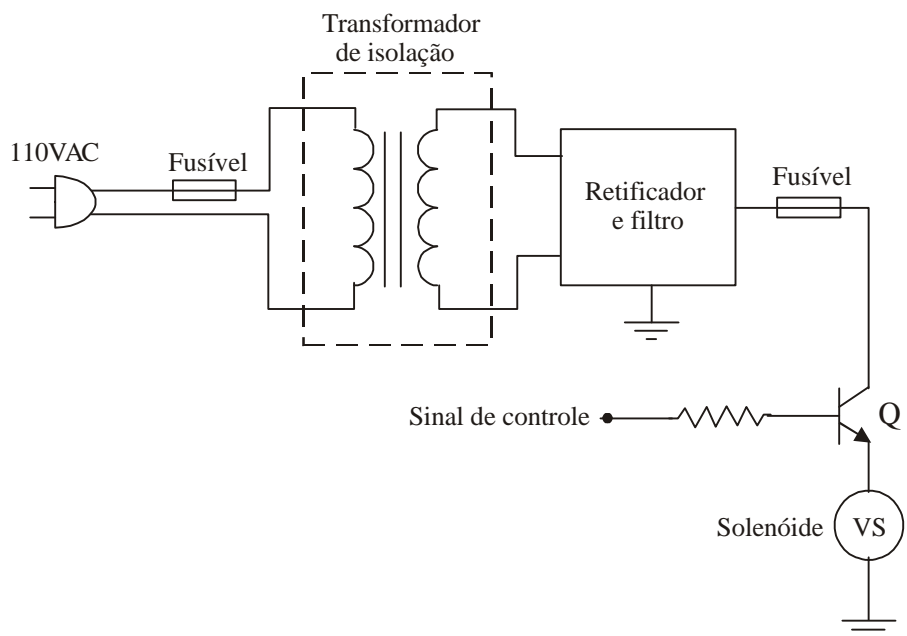


Figura 2.46 - Esquema do circuito de alimentação e controle da válvula solenóide

### 2.4.3 Determinação da incerteza das grandezas medidas através do sistema de aquisição de dados

Neste item são determinadas as ordens de grandeza das incertezas de cada medida no trajeto do sinal desde o transdutor até o sistema de aquisição de dados.

#### a. Calibração da placa de aquisição de dados

Para evitar a influência de erros sistemáticos de medida entre o multímetro Hewlett e Packard, modelo HP 3478A, utilizado na calibração dos medidores de fração de vazio FV2 e FV3, item 3.1.2, e do medidor de espessura do filme de líquido HL1, item 3.3.2, e a placa de aquisição de dados National Instruments, modelo AT-MIO - 16E10, foi efetuado um procedimento de calibração da placa, usando o multímetro.

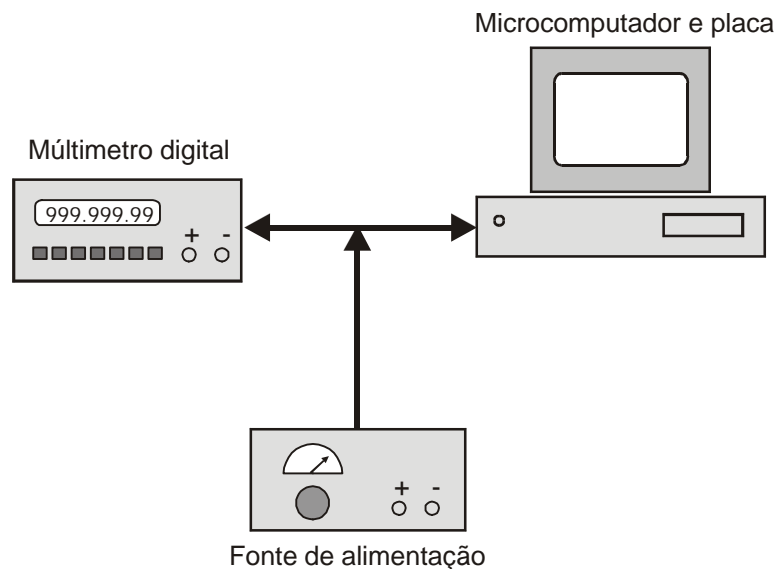


Figura 2.47 - Esquema de calibração da placa de aquisição de dados

Foram aplicados 11 níveis de tensão com uma fonte de alimentação (com controle) entre um canal da placa e a entrada (+) do multímetro, com o nível inferior de tensão comum ao terra



do sistema de aquisição e ao (-) do multímetro, conforme esquema mostrado na Figura 2.47. Foram escolhidos dois canais para o teste: canal 03 e canal 11.

A Figura 2.48 mostra os pontos obtidos e a curva de calibração com uma subida e uma descida num total de 22 pontos medidos para o canal 11, o que apresentou derivação ligeiramente superior àquela do canal 3.

O limite superior de erro do multímetro foi avaliado em  $\pm 1$  mV na faixa de calibração e a parcela de incerteza de precisão foi calculada em  $\pm 2,24$  mV. Tomando o coeficiente  $t_{95}$  de student igual a 2,080, a incerteza calculada para a placa de aquisição foi  $\pm 4,78$  mV, igual a 1,96 LSB (dígito menos significativo =  $10V/2^{12}$ , 12 bits).

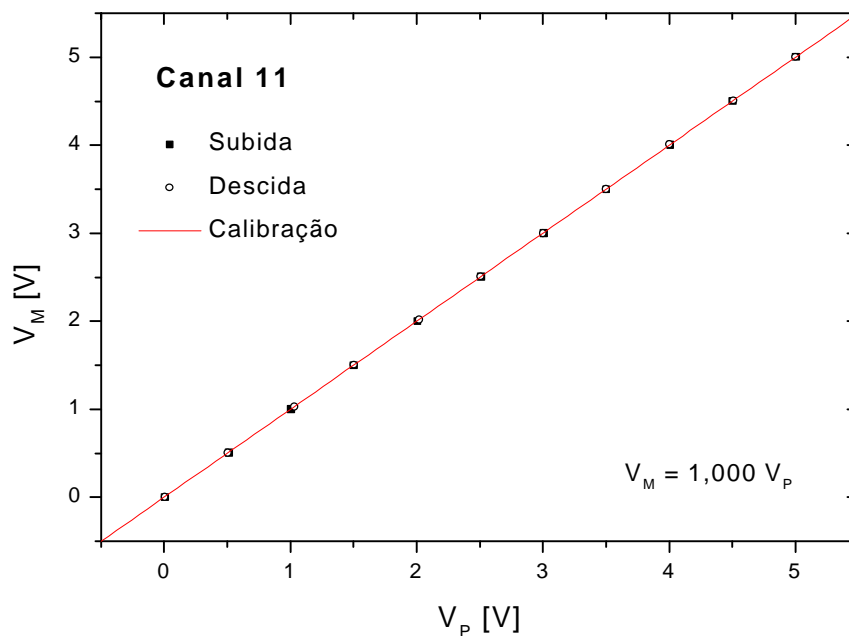


Figura 2.48 - Curva de calibração da placa de aquisição de dados

## b. Cálculo da incerteza das grandezas

O percurso completo do sinal correspondente às grandezas desde o transdutor até o sistema de aquisição de dados é mostrado na Figura 2.49 (a) e (b). Como pode ser visto na Figura 2.49

(a), os transdutores comerciais utilizados fornecem em sua saída um sinal de corrente proporcional à grandeza que se deseja medir, e precisa ser convertida em tensão DC, enquanto os transdutores desenvolvidos neste trabalho já fornecem na saída um sinal de tensão de 0 a 5 V, como mostrado na Figura 2.49 (b). Assim sendo, o cálculo da incerteza de cada grandeza deve levar em conta o trajeto do sinal respectivo.

As incertezas percentuais foram calculadas através do método da soma dos quadrados das parcelas de incerteza de cada componente ao longo do caminho:

$$u_x \% = \sqrt{\sum_{i=1}^N (e_i \%)^2} \quad (2.35)$$

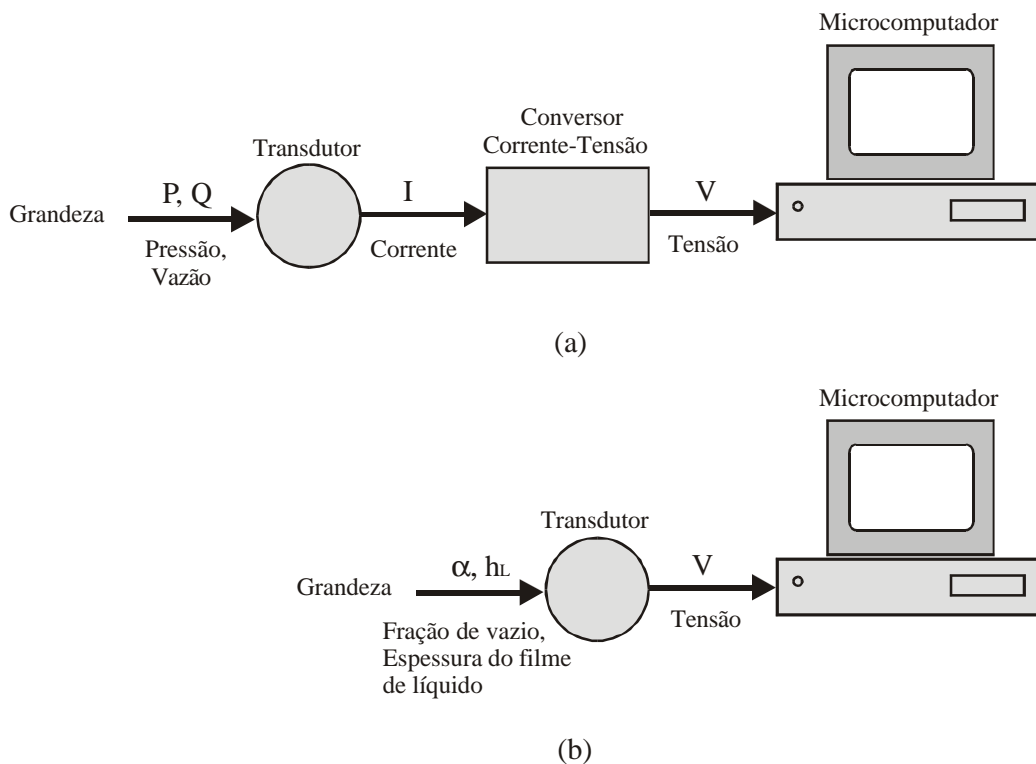


Figura 2.49 - Trajetos do sinal desde os transdutores até o sistema de aquisição de dados, representado pelo microcomputador

Baseado nas informações fornecidas pelos fabricantes foram determinados os limites de incerteza associados ao erro sistemático de cada instrumento. Por exemplo, para o transmissor de

pressão diferencial SMAR LD301/D1 a incerteza do transmissor na faixa ajustada é de  $\pm 0,075\%$ ; como a faixa foi de 0 a 500 mmca, então a incerteza é igual a  $\pm 0,075\%$  do fundo de escala (FE). Para o conversor corrente-tensão a faixa é de 4 a 20 mA, portanto,  $\pm 0,08\%$  do FE. A placa de aquisição possui incerteza igual a  $\pm 1,96$  LSB (menor dígito significativo), então, na faixa de medição ajustada para a placa, de 0 a 10 V, a incerteza é de  $\pm 0,0478\%$  do FE. Portanto a raiz da soma dos quadrados é igual a  $\pm 0,115\%$  do FE, com intervalo de confiança de 95%.

Para o medidor de fração de vazio FV2 foram computadas as incertezas percentuais do medidor de fração de vazio,  $\pm 2,36\%$  do FE, e do sistema de aquisição de dados,  $\pm 0,036\%$  do FE; portanto, a incerteza da medida da fração de vazio efetuada por FV2 é igual a  $\pm 2,36\%$  do FE, com intervalo de confiança de 95%.

A Tabela 2.1 apresenta as incertezas calculadas para cada medidor. Um dado importante mostrado na tabela é a faixa de medição dos medidores de vazão da Nykow Dwyler, cujas faixas de medição apresentadas são as calibradas, como discutido no item 2.2.3 - b.

Tabela 2.1 - Incertezas das medidas de cada grandeza para cada medidor

<b>Equipamento</b>	<b>Faixa de medição</b>	<b>[ unidade]</b>	<b>[ % do FE]</b>
SMAR LD 301/D1	0 a 500 mmca	0,575 mmca	0,120
SMAR LD 301/D2	0 a 5000 mmca	5,75 mmca	0,120
Nykow Dwyler 1/2 pol. água	3,0 a 45 l/min	0,23 l/min	0,512
Nykow Dwyler 3/4 pol. ar	3,5 a 11 m <sup>3</sup> /h	0,142 m <sup>3</sup> /h	1,186
Nykow Dwyler 1 1/2 pol. ar	10 a 26 m <sup>3</sup> /h	0,408 m <sup>3</sup> /h	1,167
Transtec 0 - 3 bar	0 a 3 bar	0,0152 bar	0,508
Transtec 0 - 100 kPa	0 a 100 kPa	0,508 kPa	0,508
Fração de vazio FV2	0 a 1	0,0236	2,36
Fração de vazio FV3	0 a 1	0,0308	3,08
Espessura do filme de líquido HL1	0 a 34 mm	0,520 mm	1,53
Termopar tipo T	15 a 50°C	1,08°C	3,09

O cálculo das incertezas conforme a recomendação de Coleman e Steele (1989) e Figliola e Beasley (2000) envolve a quantificação de cada parcela de incerteza. As incertezas são divididas

em duas categorias: sistemáticas e de precisão, sendo as sistemáticas representadas por limites de erros associados ao desvio de desempenho do equipamento em função das condições de operação (temperatura, pressão, umidade, etc), e as de precisão, relacionadas à natureza estatística de certas características do medidor. A incerteza da medida é calculada considerando cada parcela sistemática e de precisão para cada equipamento no caminho do sinal [Moffat (1988)]. Neste trabalho, porém, o objetivo desta análise foi obter uma ordem de grandeza da incerteza associada aos medidores.

## **CAPÍTULO 3**

### **DESENVOLVIMENTO DE INSTRUMENTOS DEDICADOS**

Neste capítulo são apresentados os instrumentos que foram desenvolvidos neste trabalho para o estudo do escoamento pistonado na ramificação tê. As grandezas medidas foram: a fração de vazio nos ramais principal e lateral, a espessura da camada de líquido do escoamento na entrada do tê e as descargas das misturas bifásicas nos ramais de saída do tê utilizando equipamentos denominados neste trabalho por medidores de descarga bifásica

Os cálculos das incertezas foram efetuados de acordo com o modelo adotado na norma ANSI/ASME (1985) e descrito por Coleman e Steele (1989) e Figliola e Beasley (2000), que tem como vantagem a simplicidade de aplicação [Dieck (1997)]. O intervalo de confiança das incertezas estimadas foi sempre de 95%.

#### **3.1 Medidores de Fração de Vazio**

A fração de vazio média é necessária ao cálculo da descarga bifásica. Sua determinação deve ser imune à distribuição espacial das fases dentro da seção de medida. Este cuidado é muito importante para o escoamento horizontal, como no presente trabalho, devido ao efeito da aceleração da gravidade.

Neste trabalho foi utilizada a técnica de medida indireta da fração de vazio a partir da permissividade dielétrica média da mistura, isto é, da capacitância de um sistema de eletrodos ou placas que podem ser montados junto ao perímetro do tubo, tanto na parede externa quanto na interna.

### 3.1.1 Descrição dos medidores FV2 e FV3

O sistema de medida de fração de vazio capacitivo é composto de duas partes: um sistema de eletrodos (eletrodos fonte e sensor, com sistema de guarda e blindagem) e um circuito transdutor de capacitância, discutido mais à frente no item 3.2. A fração de vazio é medida por um par de placas ou eletrodos instalados na parede externa do tubo, que detectam a mudança da permissividade dielétrica média do meio entre eles. Como o gás e o líquido possuem propriedades dielétricas distintas, o sinal de saída do transdutor é proporcional à quantidade das fases na seção de medida.

Existem várias configurações de montagem dos eletrodos, mostradas na Figura 3.1 [Sami *et al.* (1980), Stott *et al.* (1985) e Kendoush e Sarkis (1995)]. Cada uma delas têm propriedades próprias: placas côncavas paralelas apresentam maior sensibilidade, porém são altamente dependentes da distribuição espacial das fases entre as placas; anel duplo apresenta maior imunidade em relação à distribuição das fases, porém, possui baixa sensibilidade; hélice dupla apresenta características intermediárias, e foi a configuração que se mostrou mais adequada para este trabalho.

Com base no trabalho de Tollefsen e Hammer (1998) foram construídos dois conjuntos de placas do tipo hélice dupla com 140 mm de comprimento e 42,5 mm de largura. O espaçamento entre os eletrodos montados foi de 21,2 mm ou 60°, com ângulo de torção de 180°, como mostrado na Figura 3.2.

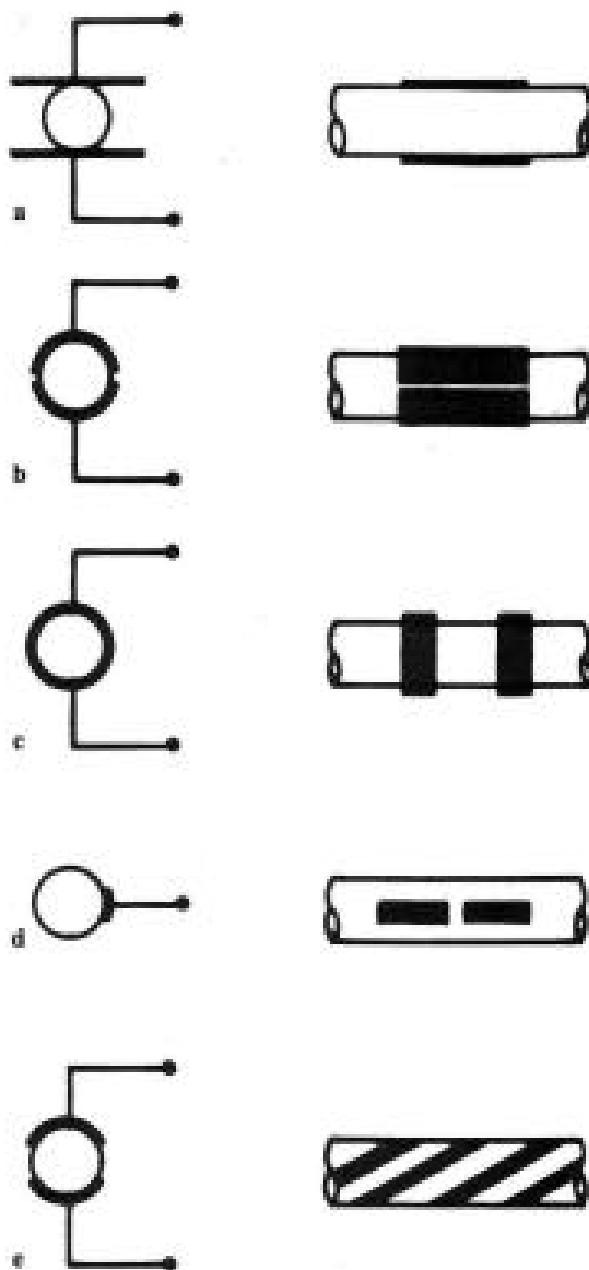


Figura 3.1 – Possíveis arranjos de montagem dos eletrodos  
 (a) placas paralelas, (b) placas côncavas paralelas, (c) anel duplo,  
 (d) unidirecional, (e) hélice dupla

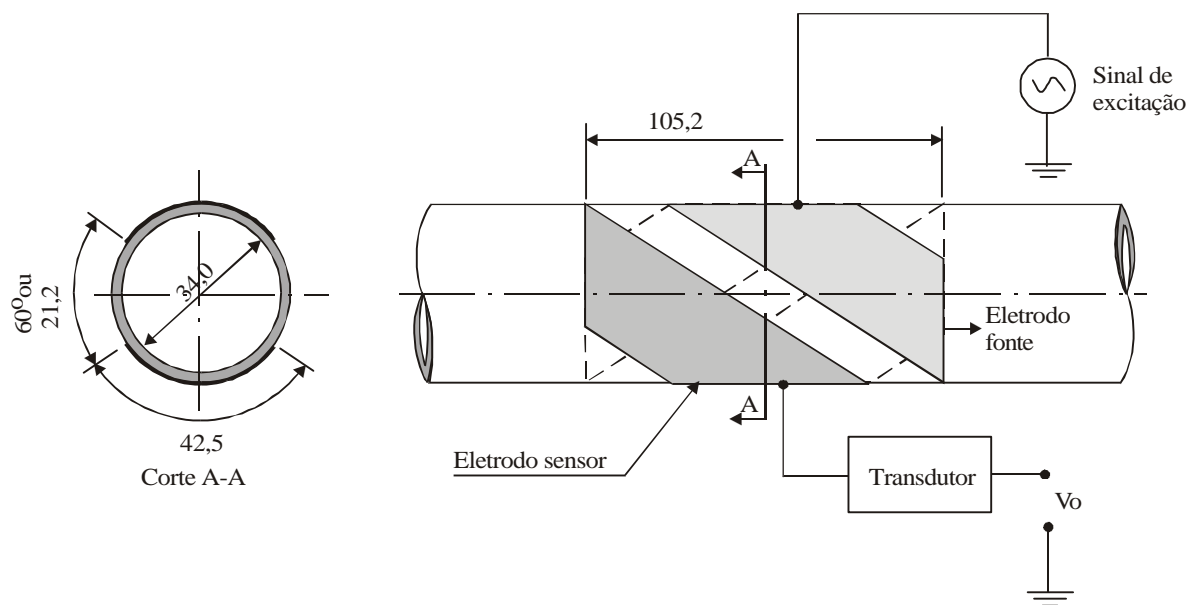


Figura 3.2 – Dimensões do conjunto de placas

As Figuras 3.3 e 3.4 mostram o conjunto de eletrodos com blindagem externa e detalhes do conjunto de placas helicoidais. A blindagem externa de alumínio tem como função evitar que a presença de objetos, pessoas e campos eletromagnéticos externos influenciem o desempenho do medidor.



Figura 3.3 – Conjunto de placas com blindagem



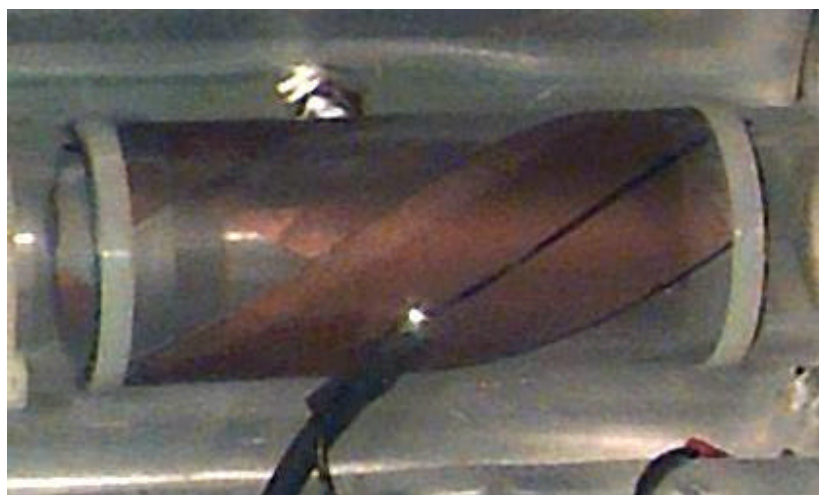


Figura 3.4 – Detalhes do conjunto de placas helicoidais

O equipamento foi calibrado utilizando uma bancada com micrômetro, como descrito a seguir.

### 3.1.2 Calibração dos medidores de fração de vazio FV2 e FV3

Para a calibração dos medidores de fração de vazio FV2 e FV3 e do medidor de espessura da camada de líquido HL1, foi utilizada a bancada mostrada nas Figuras 3.5 e 3.6. A altura de líquido é medida com um micrômetro de profundidade marca Mitutoyo, com faixa de medição de 25 a 50 mm e menor divisão do nônio, ou resolução, igual a 0,01mm.

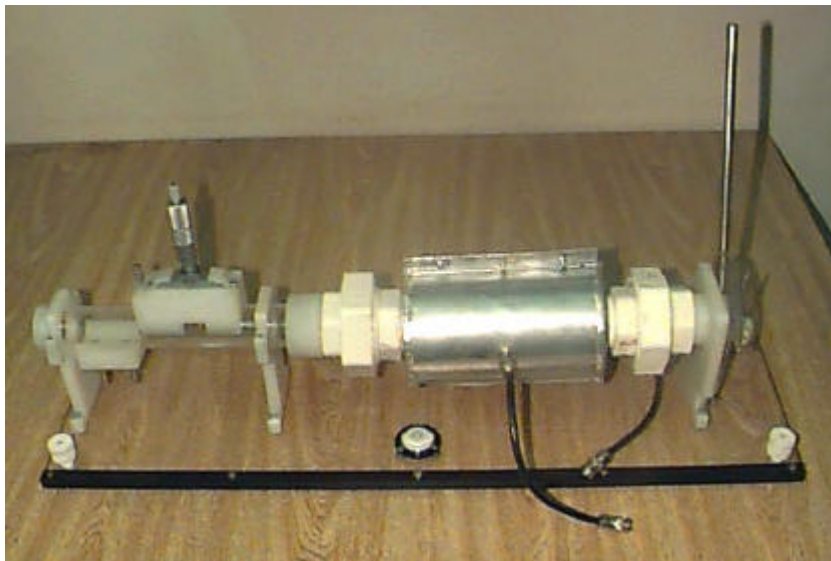


Figura 3.5 – Bancada de calibração dos medidores de fração de vazio

Para a fração de vazio o processo de calibração baseia-se no fato de que, considerando que o conjunto de eletrodos mostrado nas Figuras 3.2 e 3.4 é independente da distribuição espacial das fases (condição que é discutida junto com a Figura 3.12), a fração de vazio é determinada por relações geométricas a partir da medida da altura de líquido em repouso com o micrômetro, como descrito no Apêndice A. Foi admitido que esta determinação estática é igual à que existe quando os fluidos estão escoando.

Uma das primeiras técnicas de medida da fração de vazio, utilizou válvulas de fechamento rápido: duas válvulas de esfera são fechadas rapidamente e ao mesmo tempo, confinando uma certa quantidade das fases em um trecho de tubulação. As fases que antes se apresentavam misturadas de acordo com um certo padrão de escoamento, se separam pela ação da gravidade, permitindo, com o auxílio de um micrômetro, que se meça a altura de líquido e se calcule a fração de vazio. Neste trabalho não foram utilizadas válvulas de fechamento rápido, porém, o procedimento adotado, conforme é mostrado na bancada da Figura 3.6, se baseia no mesmo fundamento.

Na Figura 3.6 a medida do altura da camada de líquido é calculada pela diferença do valor lido quando a ponta de medida alcança o fundo do tubo (valor de referência) e da leitura feita quando a ponta de medida atinge a interface ar-água.

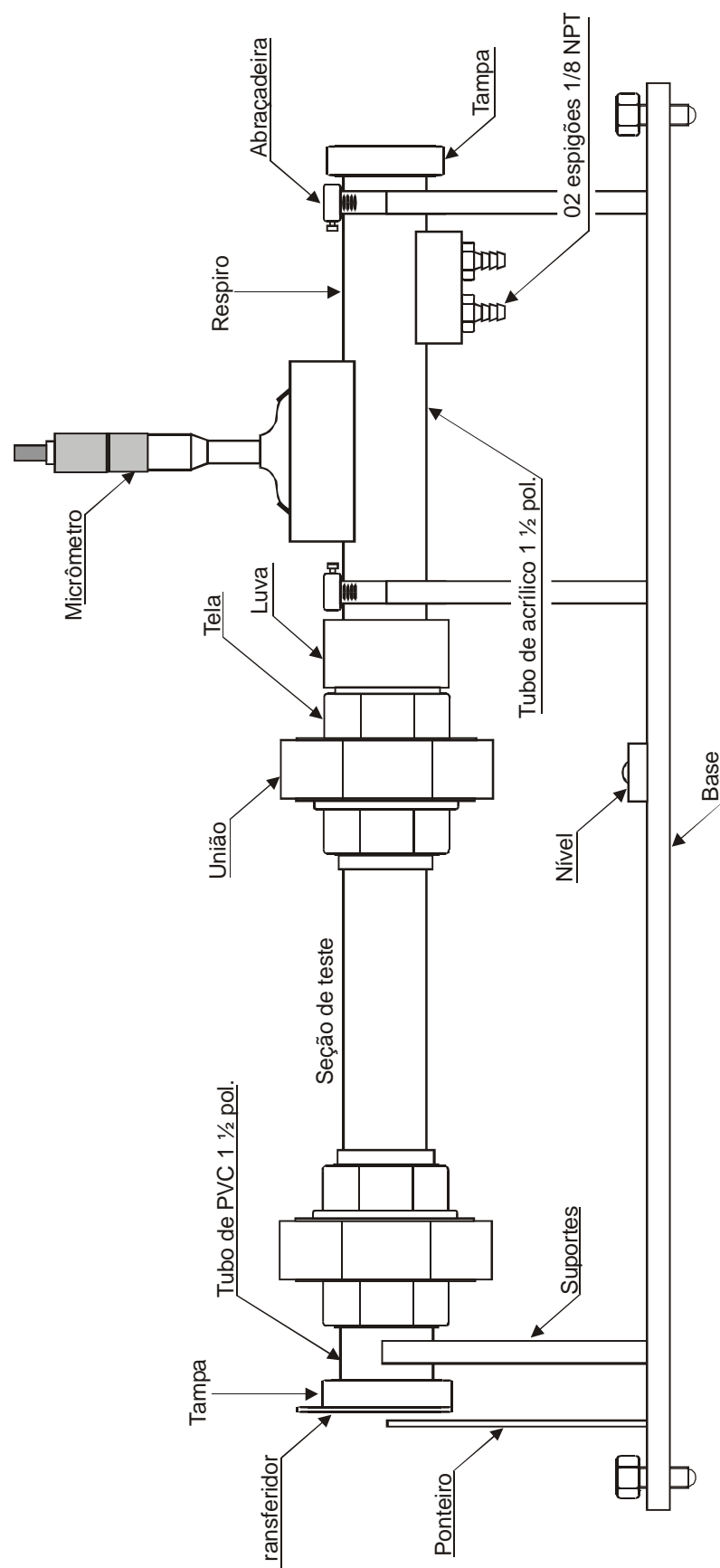


Figura 3.6 - Esquema da bancada de calibração dos medidores de fração de vazio

Durante a etapa de calibração foram definidas 10 alturas do líquido a serem medidas com o micrômetro. Com o auxílio de um transferidor fixo na lateral foi ajustado o ângulo de rotação da seção de medida onde estão instalados os eletrodos sensores, tendo o tubo de acrílico permanecido fixo devido ao uso de *o-rings* instalados no lado interno da luva, mostrada na Figura 3.7. Através do uso de um nível de 360° e de parafusos instalados nos cantos da base, ajustou-se a horizontalidade da bancada. Água comum foi inserida e removida da seção de teste através dos espigões instalados na parte inferior do tubo de acrílico com o auxílio de pequenas válvulas de controle ligadas a dois reservatórios, um superior e outro inferior, e através de mangueiras de silicone.

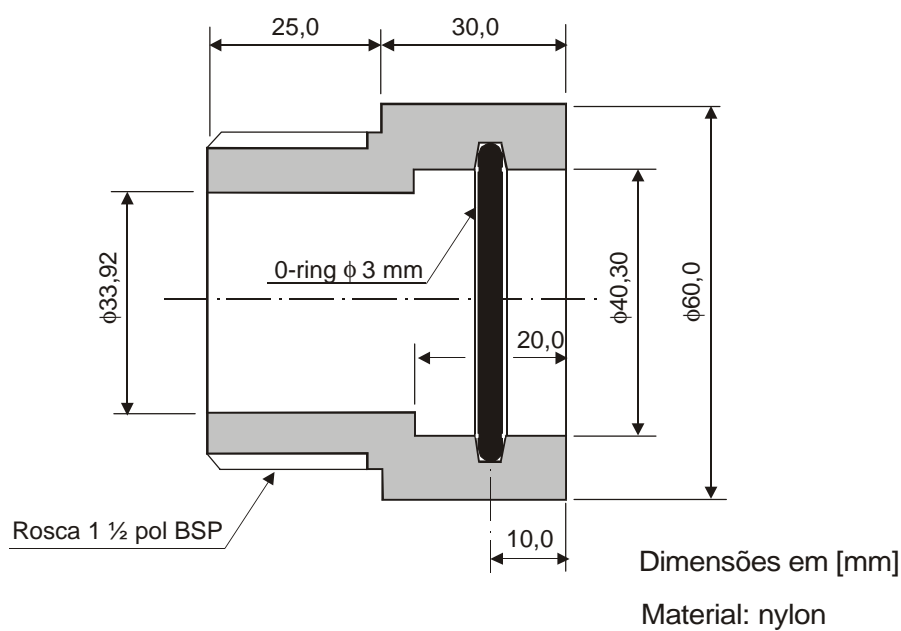


Figura 3.7 - Luva de nylon

O formato da ponta de medida do micrômetro ou cursor que entra em contato com o líquido deve ter dimensões adequadas. A forma mais comum é a arredondada, para evitar os efeitos da tensão superficial. Quando se utiliza uma ponta de medida de dimensões inadequadas (por exemplo, a própria superfície plana de medida do cursor do micrômetro), ocorre uma imprecisão razoável devido à formação de uma gota na superfície que deve tocar o líquido. Este efeito é reduzido quando a ponta do cursor é pequena como uma agulha, porém, durante a descida do cursor pela rotação do tambor do micrômetro, a determinação visual do instante do toque no líquido fica dificultada para o operador. Um formato de ponta que se mostrou adequado é

mostrado na Figura 3.8. A gota se prende na superfície lateral sem causar dano à determinação do instante de toque. Para facilitar a determinação do instante do toque foi montado um sensor de nível de líquido, mostrado na Figura 3.9, que emite um sinal luminoso e um sonoro quando ocorre o contato da ponta da agulha com o líquido.

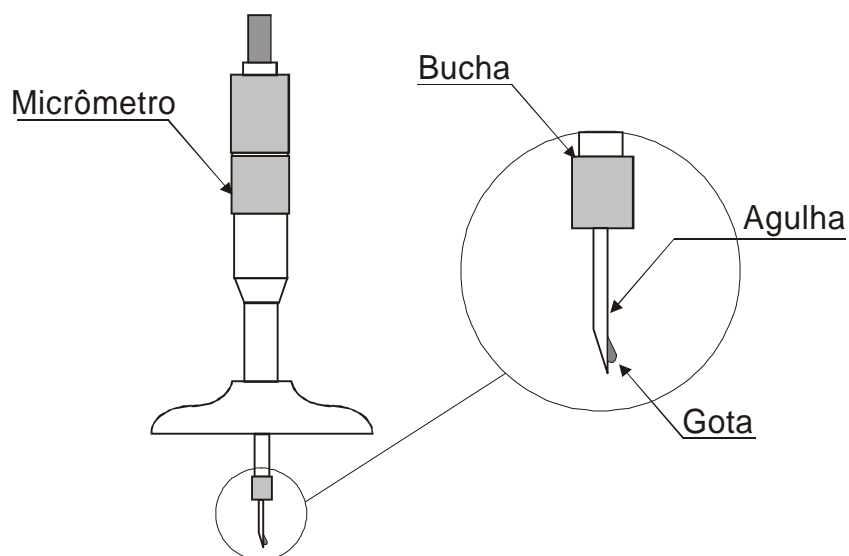


Figura 3.8 - Detalhe da agulha hipodérmica

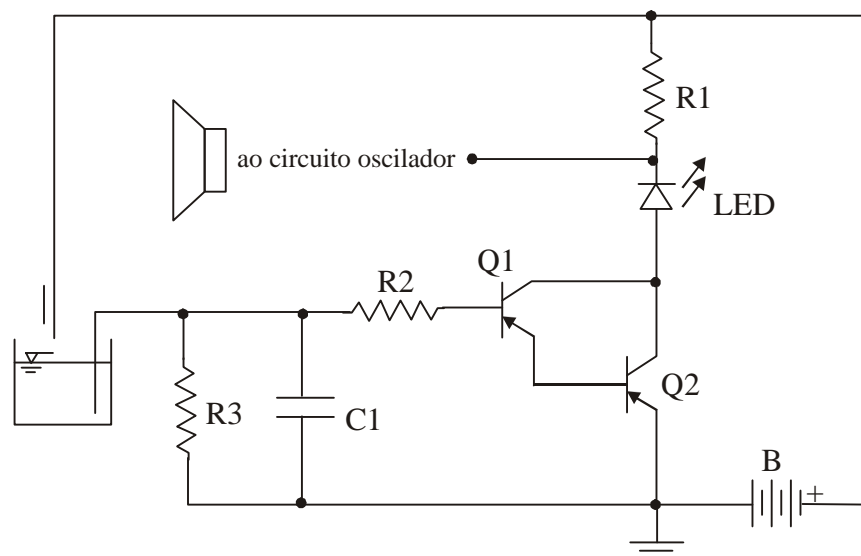


Figura 3.9 - Sensor de nível

Na Figura 3.9 os transistores Q1 e Q2 estão ligados na configuração "Darlington", de maneira que qualquer corrente detectada na base do primeiro transistor leva a corrente de coletor do segundo a ponto de saturação. A corrente de polarização, da ordem de microampere, é decorrente da condutância finita entre os dois eletrodos em contato com o líquido.

A Figura 3.10 mostra o micrômetro montado em sua base e o sistema indicado na Figura 3.9, com uma agulha hipodérmica operando como eletrodo negativo e a ponta de medida do micrômetro como eletrodo positivo. As ligações elétricas são feitas através de cabos vermelhos e pretos com garras-jacaré.

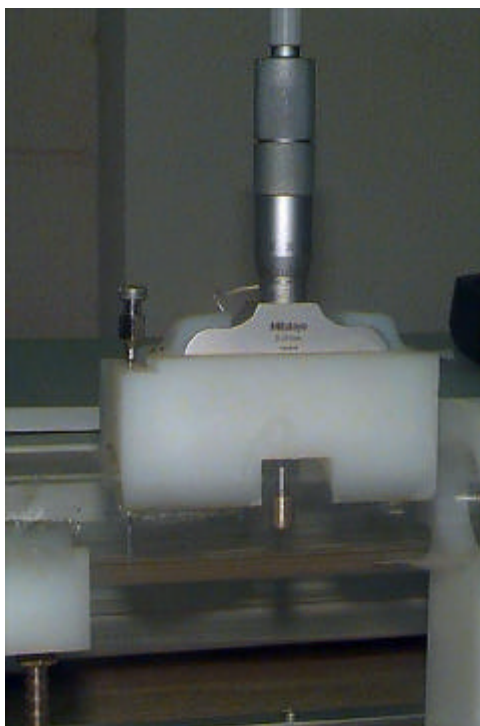


Figura 3.10 - Micrômetro e sistema de medida do nível de líquido

A Figura 3.11 mostra o sistema de calibração dos medidores de fração de vazio e espessura da camada de líquido, compreendendo a bancada com micrômetro, sistema de eletrodos e blindagem, transdutor de capacitância, sensor de nível, cabos, mangueiras, válvulas e multímetro.



Figura 3.11 - Sistema de calibração dos medidores de fração de vazio

O processo de calibração do medidor de fração de vazio baseia-se na consideração de que o conjunto de eletrodos helicoidais é independente da distribuição espacial das fases. Neste sentido foram realizados testes para várias frações de vazio e em vários ângulos de posicionamento do sistema de eletrodos, obtidos por sua rotação em torno do eixo do tubo (ajustados com o auxílio do transferidor), como mostrado na Figura 3.12. Pode ser observado que a resposta do medidor varia como uma senóide e que sua amplitude é diretamente proporcional à quantidade de líquido no tubo. Tollefsen e Hammer (1998) obtiveram resultados semelhantes através de simulação numérica. Há, no entanto, um erro do sistema por conta da distribuição das fases na seção entre os eletrodos. No sentido de minimizar ou mesmo evitar este erro, o sistema de eletrodos foi calibrado com ângulo de rotação igual a  $45^\circ$  e montado na instalação com o mesmo ângulo; assim sendo, visto que a tubulação é horizontal, o efeito gravitacional de separação das fases é incluído na etapa de calibração, restando apenas o efeito da própria fluidodinâmica do escoamento.

Através do procedimento descrito anteriormente foram obtidas curvas de calibração para os medidores de fração de vazio FV2 e FV3, que têm forma de "S" e são mostradas nas Figuras 3.13 e 3.14.

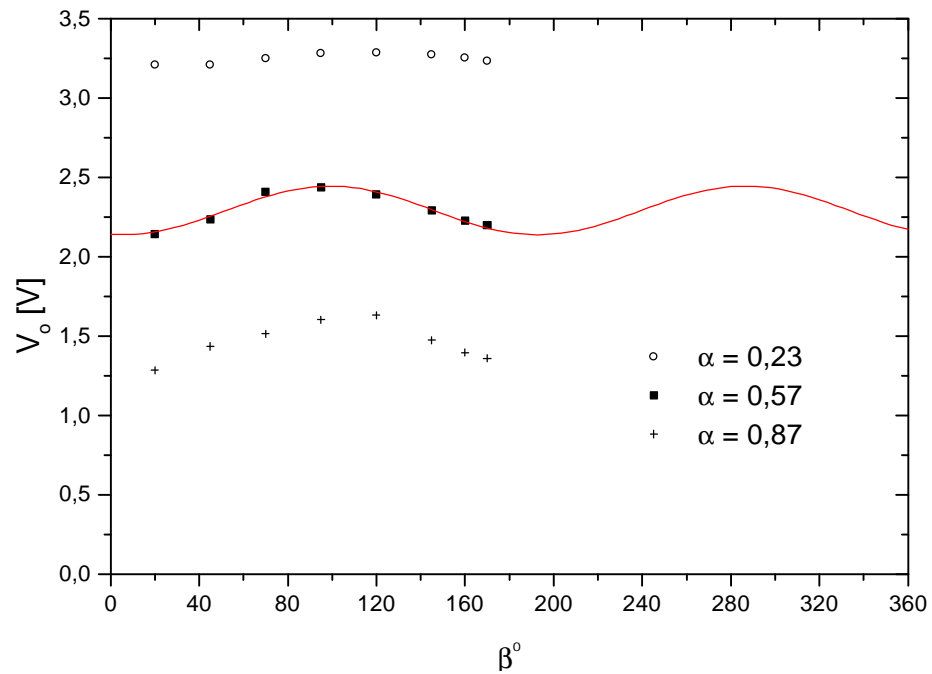


Figura 3.12 - Efeito do ângulo de rotação do sistema de eletrodos sobre a resposta do medidor de fração de vazio

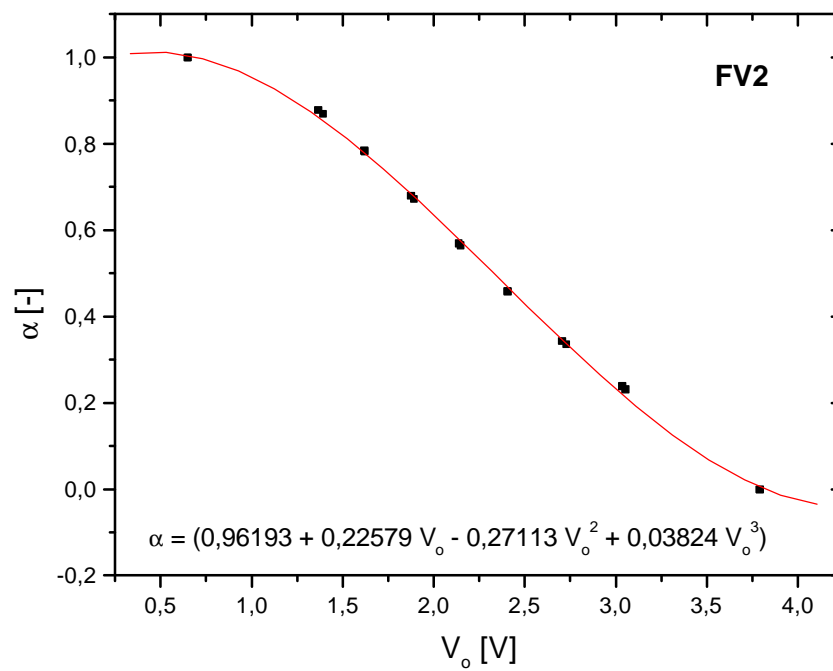


Figura 3.13 - Curva de calibração do medidor de fração de vazio FV2



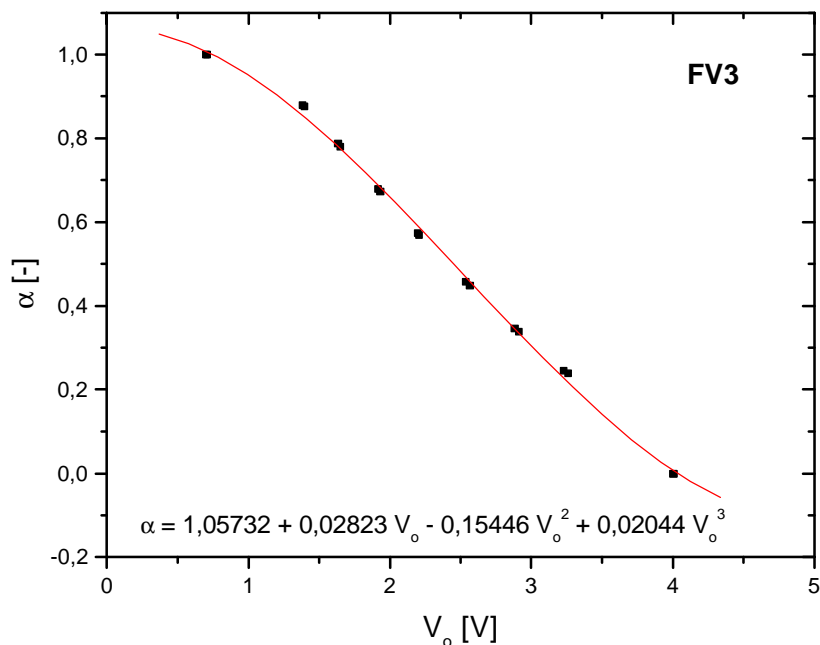


Figura 3.14 - Curva de calibração do medidor de fração de vazio FV3

Na etapa de calibração estática foram tomados 18 pontos (uma subida de 9 pontos e uma descida de 9 pontos, com  $t_{95}$  de *student* igual a 2,101) e a incerteza da fração de vazio foi calculada com base nas curvas de regressão linear indicadas nas figuras. A incerteza da medida de FV2 foi de  $\pm 0,0236$  e de  $\pm 0,0308$  para FV3, correspondendo a  $\pm 2,36\%$  e  $\pm 3,08\%$  do fundo de escala, respectivamente. Apesar dos eletrodos FV2 e FV3 terem a mesma geometria básica, as diferenças das curvas mostradas nas Figuras 3.13 e 3.14 são oriundas de pequenas diferenças dos ângulos de montagem dos eletrodos.

### 3.1.3 Correção de efeito da variação da temperatura do líquido sobre a medida da fração de vazio

Devido ao fato de que a permissividade dielétrica da água varia com a temperatura [Hasted (1973) e Ellison *et al.* (1996)], foi feita uma correção da medida da fração de vazio em função da temperatura do líquido.

Durante a etapa de calibração determina-se uma função do tipo  $V = V_o$ , como se pode observar nas Figuras 3.13 e 3.14, onde  $V_o$  é a tensão de saída do transdutor, medida quando a temperatura dos fluidos é igual a  $T_o$ . Quando a temperatura de medida  $T$  é diferente de  $T_o$ , a tensão de saída  $V$  é diferente de  $V_o$ , e, portanto, é necessário um método que corrija  $V$  em  $V_o$  para que seja possível a utilização da curva de calibração sem erros sistemáticos associados à temperatura.

Considerando que para uma tensão qualquer de saída do medidor  $V$  é uma função somente da capacitância  $C_x$  (desprezando outros efeitos, tal como drift térmico do transdutor) e que a capacitância é uma função da permissividade dielétrica efetiva dos fluidos entre os eletrodos (geometria fixa e ausência de impurezas tais como sólidos, sais, etc), a tensão de saída  $V$  é função da permissividade :

$$V = V ( C_x ( \epsilon ) ) \quad e \quad V = V( \epsilon ) \quad (3.1)$$

Tomando a derivada da tensão  $V$  em relação à temperatura  $T$ ,

$$\frac{dV}{dT} = \frac{dV(\epsilon)}{dT} \quad (3.2)$$

Integrando a Eq.(3.2) numa faixa de variação de temperatura  $T_o$  a  $T$ , onde  $T_o$  é a temperatura de calibração do sistema e  $T$  é a temperatura atual de medida, vem:

$$V - V_o = \int_{T_o}^T \frac{dV_o(\epsilon)}{dT} dT = \int_{T_o}^T \left( \frac{dV_o}{d\epsilon} \frac{d\epsilon}{dT} \right) dT \quad (3.3)$$

Esperar-se-ia que a função  $\frac{dV}{dT}$  fosse representada por uma constante, dada a dependência linear da capacitância em relação à permissividade dielétrica [Resnick e Halliday (1984)], o que foi verificado experimentalmente, como é discutido à frente.

Representando a variável  $\frac{dV}{dT}$  por  $a$ , resulta:

$$V_o = V - a \int_{T_o}^T de \quad (3.4)$$

$$V_o = V - a [e(T) - e(T_o)] \quad (3.5)$$

Se o efeito da variação da permissividade do ar for desprezado, já que a da água é cerca de oitenta vezes maior,  $\epsilon$  passa a representar somente a permissividade da água.

Para considerar que a parcela de correção da tensão de saída (segundo termo do segundo membro da Eq. (3.5)) depende da quantidade de líquido na seção de medida, que eventualmente poderá conter só ar, foi criado um fator de ponderação  $p = 1 - \dots$ , onde  $\dots$  é a fração de vazio, tal que:

$$V_o = V - p a [e(T) - e(T_o)] \quad (3.6)$$

Arrumando a Eq.(3.6),

$$V_o = V - a [1 - a(V_o)] [e(T) - e(T_o)] \quad (3.7)$$

A Eq. (3.7) deve ser resolvida iterativamente para  $V_o$  e o valor da fração de vazio calculado posteriormente. O valor de  $a$  é obtido experimentalmente. A permissividade da água em função da temperatura é calculada através de equações empíricas da literatura [Ellison *et al.* (1996)].

$$e(T) = A \exp(bT) \quad (3.8)$$

onde:  $A = 87,8149$   
 $b = -0,004558951$

A Eq. (3.8), segundo os autores, apresenta uma diferença menor do que 0,1 % em relação a medidas experimentais da permissividade dielétrica da água pura entre 0 e 100 °C.

O valor do coeficiente  $a$  foi obtido através de experimentação. Operando com a linha de escoamento gás-líquido cheia de água e com o trocador de calor inoperante, isto é, com a torre de resfriamento desligada a temperatura do líquido varia de próxima à do ambiente a cerca de 45°C, numa velocidade média de 1°C/8 minutos. Assim sendo, após o tempo de pré-aquecimento (item 3.2.1) do medidor de fração de vazio, FV2 ou FV3, são anotados os valores da tensão de saída  $V$  do transdutor e da temperatura do líquido no ponto 1 a cada 1°C. Foram adquiridos 16 pontos na faixa de temperaturas do líquido de 23,0 a 37,8 °C para cada medidor e ao mesmo tempo. As medidas de temperatura foram convertidas em permissividades dielétricas através da Eq. (3.8) e foram traçados os gráficos de  $V$  versus  $\epsilon$ , mostrados nas Figura 3.15 e 3.16. Posteriormente, através de regressão linear foi obtida uma reta, cujo coeficiente angular é igual  $a$ .

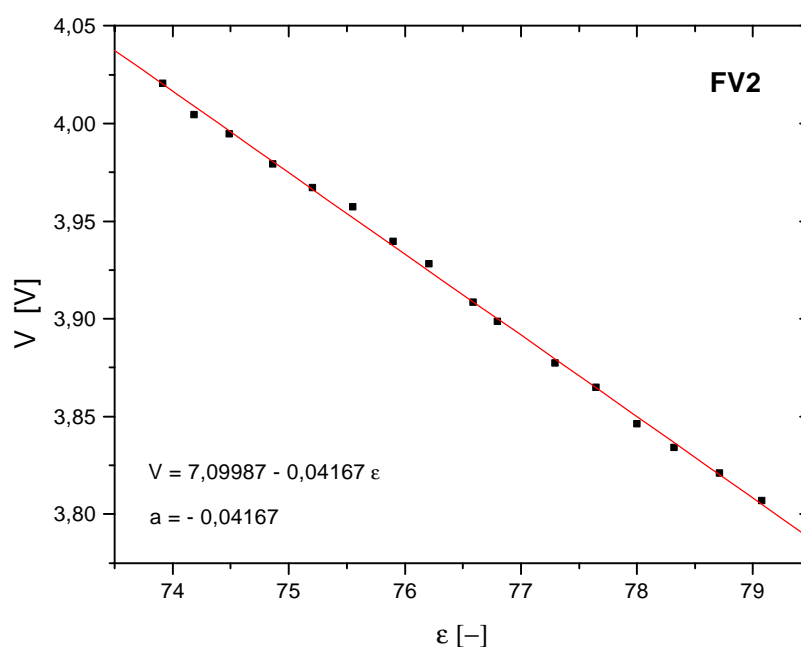


Figura 3.15 - Gráfico da tensão de saída do medidor de fração de vazio instalado no ramal principal  $V$  versus a permissividade dielétrica do líquido

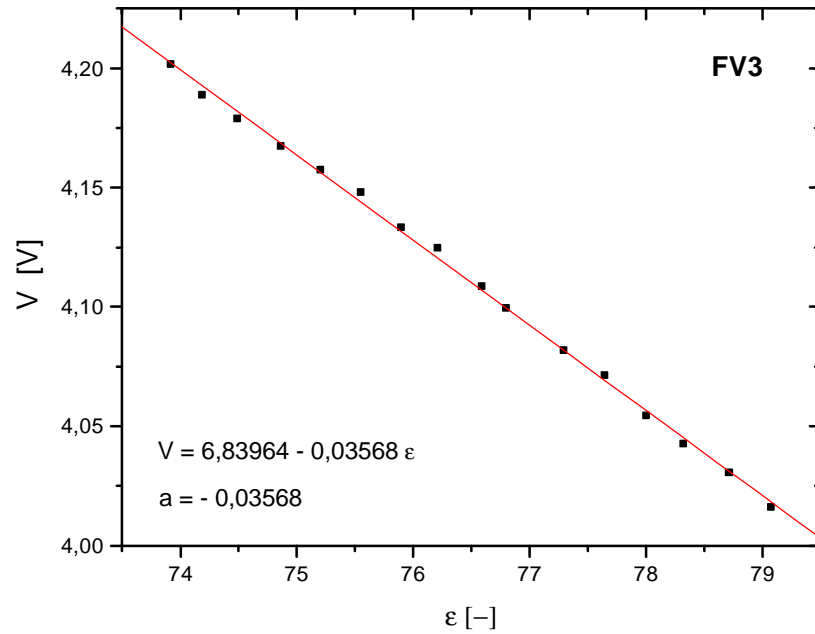


Figura 3.16 - Gráfico da tensão de saída do medidor de fração de vazio instalado no ramal lateral  $V$  versus a permissividade dielétrica do líquido

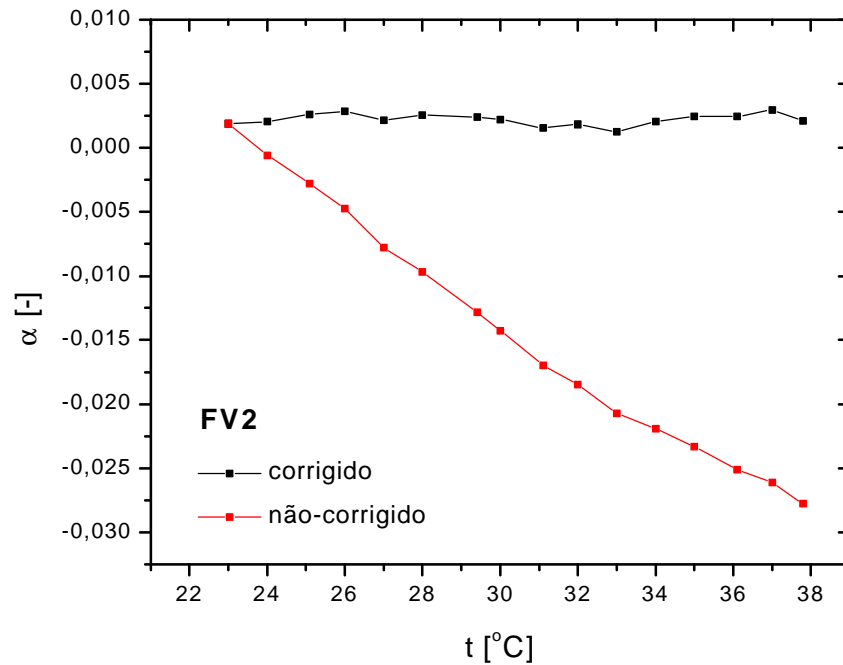


Figura 3.17 - Gráfico da fração de vazio medida no ramal principal com e sem correção versus a temperatura do líquido

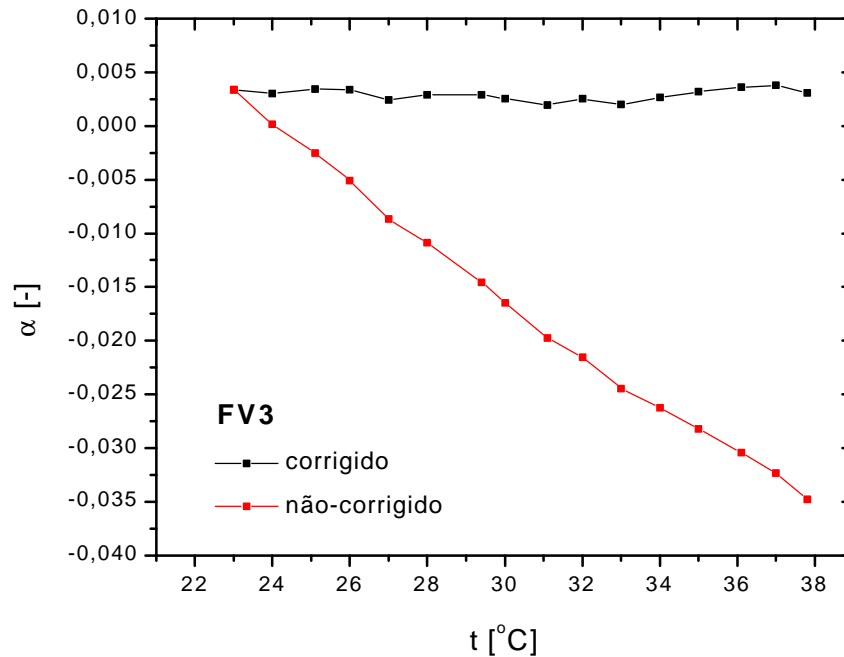


Figura 3.18 - Gráfico da fração de vazio medida no ramal principal com e sem correção versus a temperatura do líquido

As Figuras 3.17. e 3.18 foram obtidas considerando duas condições: aplicando diretamente os valores de  $V$  medidos para a faixa de temperatura de 23,0 a 37,8°C para cada medidor (não-corrigido) e através da Eq. (3.7), com  $\alpha = 1$  e os valores de  $a$  mostrados nas Figuras 3.15 e 3.16 (corrigidos), sendo que o primeiro ponto à esquerda é o de calibração, com  $T_o = 22,2$  e 22,3 °C para FV2 e FV3, respectivamente. Verificou-se uma boa redução dos erros sistemáticos associados à variação da temperatura do líquido, com pequenos erros dentro das faixas de incerteza de calibração.

Correção de efeito da variação da temperatura do líquido sobre a medida da fração de vazio quando a função de calibração  $a = a(V_o)$  é linear

Uma das dificuldades de aplicação do método descrito anteriormente é a necessidade de um método iterativo de solução da equação implícita, Eq. (3.7). Porém, quando a função  $a = a(V_o)$  tem um comportamento linear em toda a faixa de calibração ou mesmo em parte dela, como mostrado na Figura 3.19, um método de solução direta pode ser utilizado, como descrito a seguir.

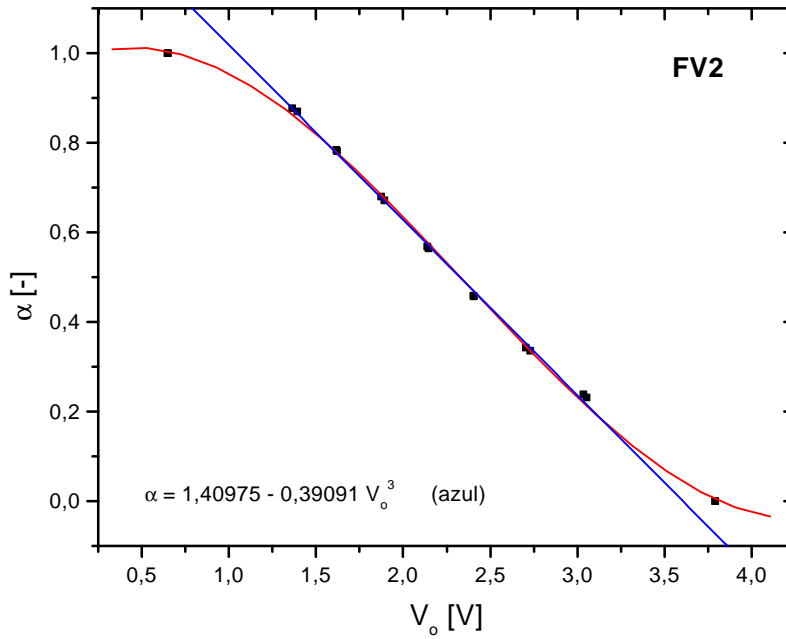


Figura 3.19 - Comportamento linear da função de calibração de FV2

Tomando a função de calibração  $\underline{a} = \underline{a}(V_o)$  com tendo um comportamento linear representado pela equação da reta:

$$\underline{a} = b_o + b_1 V_o \quad (3.9)$$

Substituindo no fator de ponderação  $p = 1 - \underline{a}$  vem:

$$p = -b_1 V_o + (1 - b_o) \quad (3.10)$$

de onde resulta

$$V_o = V - a [-b_1 V_o + (1 - b_o)] [e(T) - e(T_o)] \quad (3.11)$$

Arrumando a equação anterior vem

$$V_o = \frac{V - a(1 - b_o) [e(T) - e(T_o)]}{1 - a b_1 [e(T) - e(T_o)]} \quad (3.12)$$

que pode ser resolvida diretamente para obter  $V_o$ .

## 3.2 Transdutores de Capacitância numa Seção do Escoamento

Os medidores de fração de vazio, FV2 e FV3, são compostos por um sistema de eletrodos, como discutido no item 3.1, e por um transdutor, que converte o valor da capacitância entre os eletrodos em um sinal proporcional de tensão DC, que pode ser medida com o auxílio de um multímetro ou um sistema de aquisição de dados. Existem, portanto, duas etapas de projeto de um medidor de fração de vazio: uma se refere à montagem de um conjunto de eletrodos adequado, como discutido no item 3.1.1, a outra à montagem de um circuito transdutor de capacitância com as características necessárias.

### 3.2.1 Descrição dos transdutores

As primeiras técnicas de medida da capacitância com eletrodos flutuantes foram os métodos em ponte AC [Huang *et al.* (1988)]. Neste caso, um dos braços da ponte representa uma capacitância e uma resistência de referência. Quando a capacitância e a resistência a serem medidas são próximas dos valores de referência, alta sensibilidade pode ser obtida. Os componentes de referência devem ser cuidadosamente escolhidos já que qualquer alteração devido à mudanças da temperatura ou umidade ambientais podem causar desvios das suas características.

Os métodos em ponte são sensíveis ao efeito das mudanças das condições ambientais, por exemplo, da temperatura ou umidade no ambiente, sobre os componentes de referência. Por outro lado, uma das técnicas mais recentes baseia-se na conversão da corrente AC através dos eletrodos, e que é proporcional à capacitância, em sinal tensão ainda AC. Posteriormente, este sinal de tensão é convertido em DC, como mostrado na Figura 3.20.



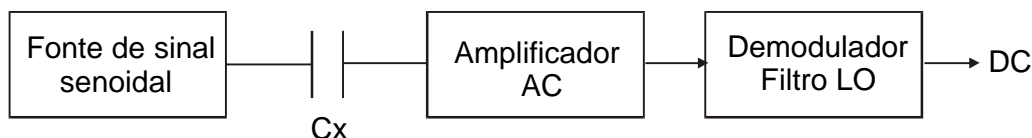


Figura 3.20 – Esquema simplificado do circuito AC

O método AC apresenta um sério problema de degradação da medida, como mostrado na Figura 3.21. Sendo o conjunto de eletrodos representado por um resistor  $R_x$  (condutância) em paralelo com um capacitor  $C_x$  (reatância capacitiva), surgem capacitâncias parasitas junto ao cabo de conexão do eletrodo à fonte de sinal senoidal  $V_1$ , a capacitância  $CS_1$  e ao cabo de conexão do eletrodo sensor ao circuito de entrada,  $CS_2$ . A capacitância  $CS_1$  não tem influência sobre a medida, já que a impedância de saída da fonte de sinal senoidal é muito baixa;  $CS_2$ , porém, desvia para o potencial de terra uma parte da corrente proporcional à capacitância entre os eletrodos e, por isso, tem grande influência no valor de  $V$  na saída [Huang *et al.* (1988)]. Este problema pode ser resolvido eletronicamente através do projeto de um circuito de entrada que opere com um potencial no cabo de conexão muito próximo ao do potencial de terra, chamado de terra virtual e que tem esse nome por não estar em contato físico com o potencial de terra. Portanto, o parâmetro que determina a frequência mais adequada e que deve ser a mais alta possível de acordo com Huang *et al.* (1988), é o sistema de conexão dos eletrodos ao circuito transdutor e a característica do bloco de entrada do circuito transdutor.

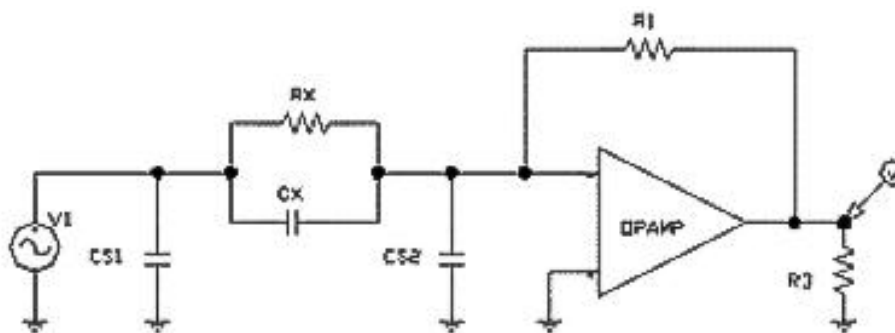


Figura 3.21 - Capacitâncias parasitas junto aos cabos de conexão

Um protótipo foi desenvolvido baseado no trabalho de Mariolli *et al.* (1991), operando na alta frequência de 10,7 MHz. O circuito apresentou elevada sensibilidade, mas elevado *drift* térmico e, devido à alta frequência, bastante susceptível a capacitâncias parasitas, principalmente nos cabos de conexão dos eletrodos.

Um segundo protótipo foi desenvolvido, sem o circuito de realimentação, operando em uma frequência mais baixa de 1,8 MHz, para reduzir o efeito das componentes parasitas, principalmente junto ao cabo de conexão do eletrodo sensor ao bloco de entrada do transdutor.

A Figura 3.22 apresenta o diagrama em blocos do circuito eletrônico do transdutor.

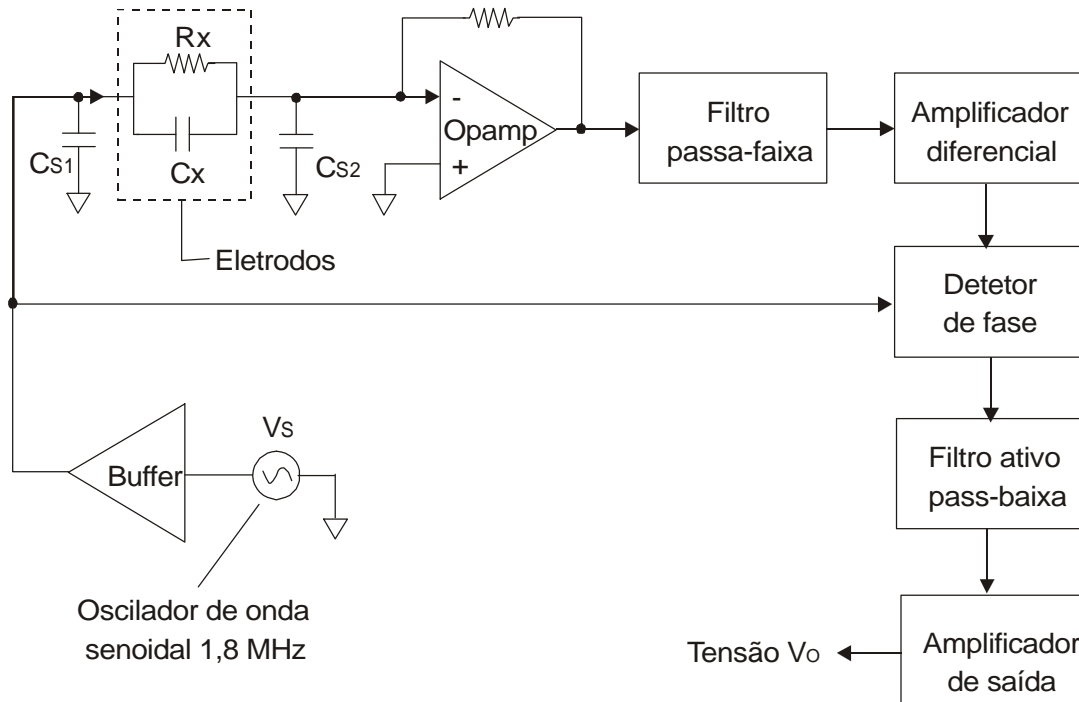


Figura 3.22. Diagrama em blocos do segundo protótipo do transdutor de capacitância.

Um oscilador a cristal fornece o sinal senoidal  $V_s$  com frequência de 1,8 MHz e amplitude de 3,5 V<sub>P-P</sub>. Este circuito possui uma alta impedância de saída e requer a ligação de um amplificador de corrente (*buffer*) à sua saída. O sinal proveniente do “*buffer*” é aplicado em dois

pontos: no eletrodo fonte, através do condutor blindado A, e numa das entradas do detector de fase. A variável  $C_x$  representa a capacitância e  $G_x$  a condutância elétrica entre os eletrodos. A corrente através do condutor C (cabo blindado) possui duas componentes: uma deslocada  $90^\circ$  em relação à  $V_s$ , devido ao efeito de  $C_x$  e outra em fase com  $V_s$  devido à  $G_x$ .

A corrente ( $i_s$ ) é convertida proporcionalmente em um sinal de tensão pelo circuito de entrada que representa o amplificador AT; o sinal passa por um filtro passa-faixa piezoelétrico (alto Q), e, posteriormente, é amplificado cerca de 50 vezes pelo circuito amplificador diferencial. Uma componente DC do sinal de tensão, que é proporcional à diferença de fase entre o sinal do amplificador diferencial e o sinal de referência que é proveniente do oscilador local, é obtida no bloco detector de fase (multiplicador analógico), que efetua um produto dos sinais. Este sinal é proporcional ao co-seno do ângulo de defasagem dos sinais e possui ainda uma pequena componente de 1,8 MHz. É importante ressaltar que qualquer sinal deslocado em relação a  $0^\circ$  está associado ao efeito da capacitância. Na sequência o sinal passa pelo filtro ativo passa-baixa de dois pólos Butterworth, com resposta de 80 dB e frequência de corte de 1,0 kHz, depois é amplificado 5 vezes antes da saída  $V_{cx}$ , possuindo as variações dinâmicas e “estáticas” de  $C_x$ .

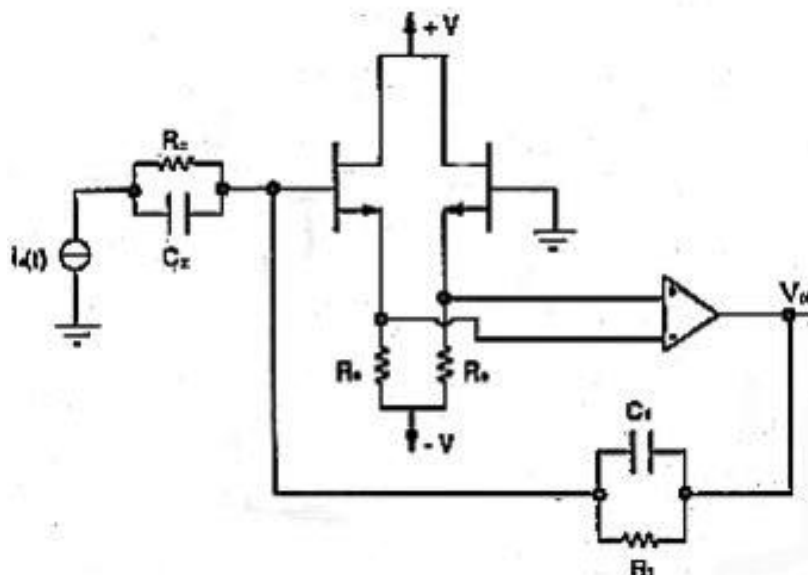


Figura 3.23 - Conversor corrente-tensão com FETs

Um esquema do conversor corrente tensão (circuito de entrada) é mostrado na Figura 3.23. O conversor utiliza um par casado de transistores *NFET*, que operam com a corrente de dreno controlada pela tensão de *gate*. Quando o sinal proveniente de  $C_x$  em paralelo com  $R_x$  é aplicado no *gate* do primeiro *FET*, ocorre um desequilíbrio da corrente através da malha, que contém um *FET* e um resistor  $R_s$  em paralelo. Em consequência, surge uma diferença de tensão aplicada às entradas do amplificador operacional bipolar com as seguintes características: banda larga de frequência, baixo *drift* térmico, ganho de 60 dB de *loop* aberto e baixo ruído, características que são desejáveis, mas, também, baixa impedância de entrada, o que justifica a utilização dos *FETs*. Realimentação negativa é feita através de  $R_I$  e  $C_I$ , para evitar a saturação na saída do amplificador. Devido ao alto ganho do amplificador operacional e, também, devido à aplicação do potencial de terra ao *gate* do *FET* da direita, surge no *gate* do *FET* da esquerda (entrada) a condição de terra virtual.

Durante a etapa de calibração do transdutor detectou-se um *drift* térmico razoável e um terceiro protótipo foi desenvolvido. As fontes do *drift* foram três: o oscilador a cristal (fonte de sinal senoidal), o circuito de entrada e, mais importante, o multiplicador analógico operando como detector de fase. O oscilador a cristal foi substituído por um oscilador em ponte de *Wien* que operou em frequência mais baixa de 1,0MHz, com baixa impedância de saída e de forma estável. O circuito de entrada foi modificado para incluir uma fonte de corrente constante junto ao potencial  $-V$ . O multiplicador analógico, constituído por um único circuito integrado, não revelou disponibilidade de substituição adequada no mercado. Dessa forma, o bloco foi substituído por um retificador de onda completa com diodos *skottky*. A desvantagem desta substituição é que o circuito perdeu a propriedade de separação do sinal proporcional à condutância  $G_x$  e à capacitância  $C_x$ . Porém, a componente de condutância é mínima em relação à de capacitância, devido à alta frequência de operação, e aos eletrodos serem montados externamente ao tubo. Outro aprimoramento do novo transdutor foi o projeto do circuito de modo a ter a saída de 0 a 5 V na faixa desejada de medida da capacitância, ideal para o sistema de aquisição de dados. O diagrama em blocos do circuito é apresentado na Figura 3.24.

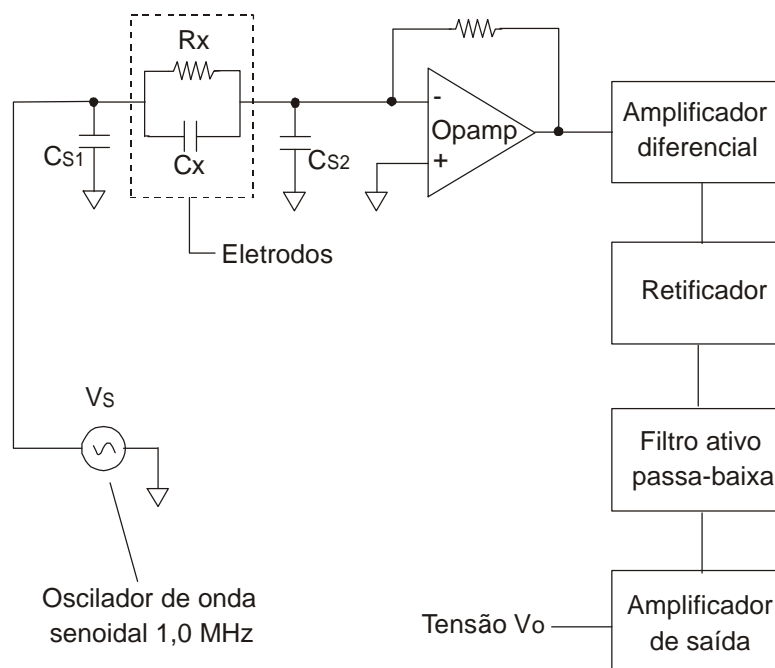


Figura 3.24 - Diagrama do terceiro protótipo

A Figura 3.25 mostra os transdutores de capacitância com circuito transdutor, fonte de alimentação, sistema de proteção, filtro e caixa de alumínio. O circuito transdutor, que está localizado à esquerda, dentro da caixa blindada, foi montado junto a uma fonte de alimentação, à direita, com filtro de linha e fusível de proteção ao fundo. Os circuitos foram separados por um anteparo de alumínio isolado com borracha para evitar a contaminação pelo calor proveniente da fonte e manter a blindagem de interferência eletromagnética. Os furos na tampa são responsáveis pela remoção do calor produzido na fonte.



Figura 3.25 - Transdutores de capacitância

### 3.2.2 Calibração dos transdutores de capacitância

A calibração dos transdutores de capacitância foi feita com um banco de 15 capacitores cerâmicos NPO, com 1% de tolerância e valores nominais entre 1,0 e 15,0 pF, conforme as Figuras 3.26 e 3.27. O banco possui blindagem, terminais BNC para conexão dos cabos dos transdutores e dois conectores (azul e vermelho) para chaveamento dos capacitores.



Figura 3.26 - Banco de capacitores

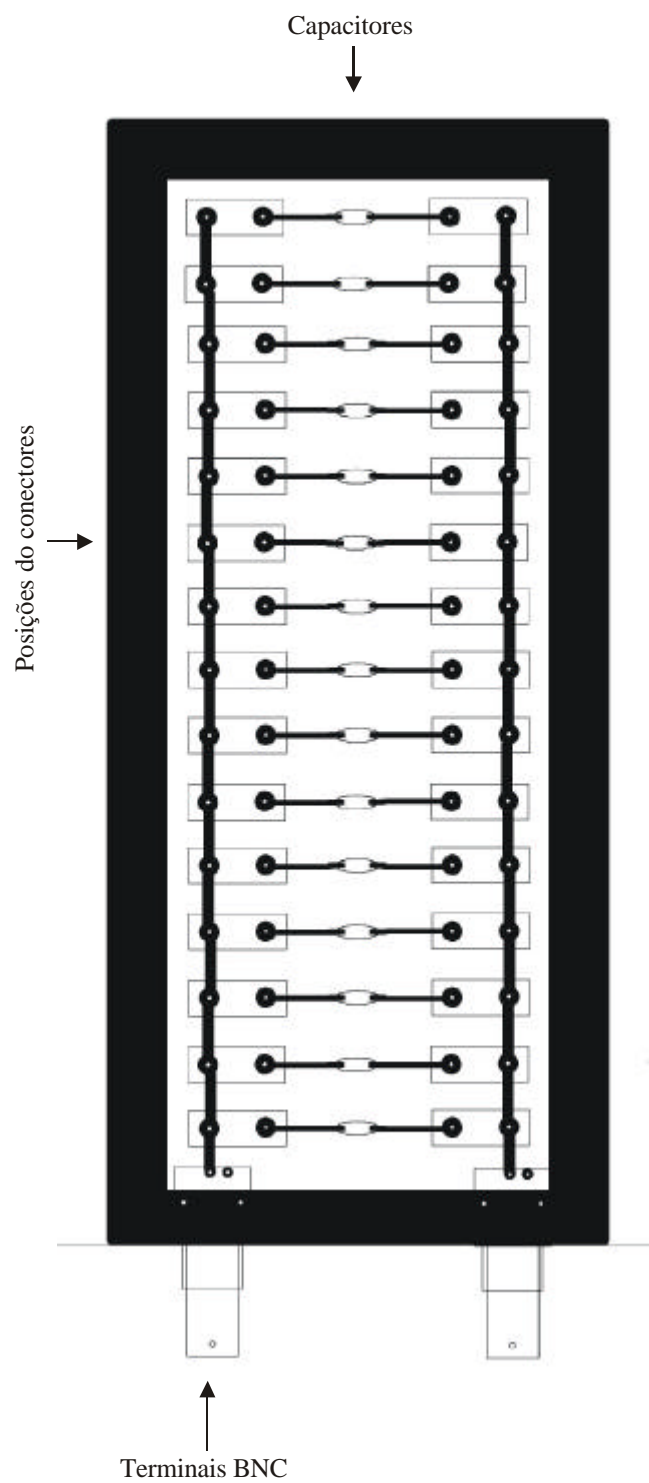


Figura 3.27 - Diagrama do banco de capacitores

O banco de capacitores foi calibrado na mesma frequência de operação dos transdutores de 1,0 MHz com 15 capacitâncias (pontos) considerando 14 capacitores com valores nominais entre 1,0 e 15 pF, mais 1 ponto quanto nenhum capacitor é chaveado e capacitância medida é a residual devido às trilhas e componentes do banco. Como padrão, foi utilizado um medidor LCR da Hewlett e Packard modelo HP 4284A com incremento de 0,01fF na faixa de medida e precisão de  $\pm 0,05\%$  da leitura. Foram tomadas 6 medidas para cada capacitor (3 subidas e 3 descidas) e calculada a maior incerteza igual  $\pm 0,0158$  pF (correspondente ao limite superior de incerteza do padrão tomado igual a  $\pm 0,015$  pF, incerteza de precisão igual ao máximo desvio padrão do conjunto de 6 leituras feitas cada valor nominal de capacitância, dividido pela raiz quadrada de 6,  $\pm 0,00479/\sqrt{6}$ , e o coeficiente  $t_{95}$  de *student* igual a 2,010).

A Figura 3.28 mostra a bancada de calibração dos transdutores de capacitância, compreendendo transdutor de capacitância, banco de capacitores e multímetro Hewlett e Packard modelo HP 3478A com incremento de 0,0001mV na menor faixa.



Figura 3.28 - Bancada de calibração dos transdutores de capacitância



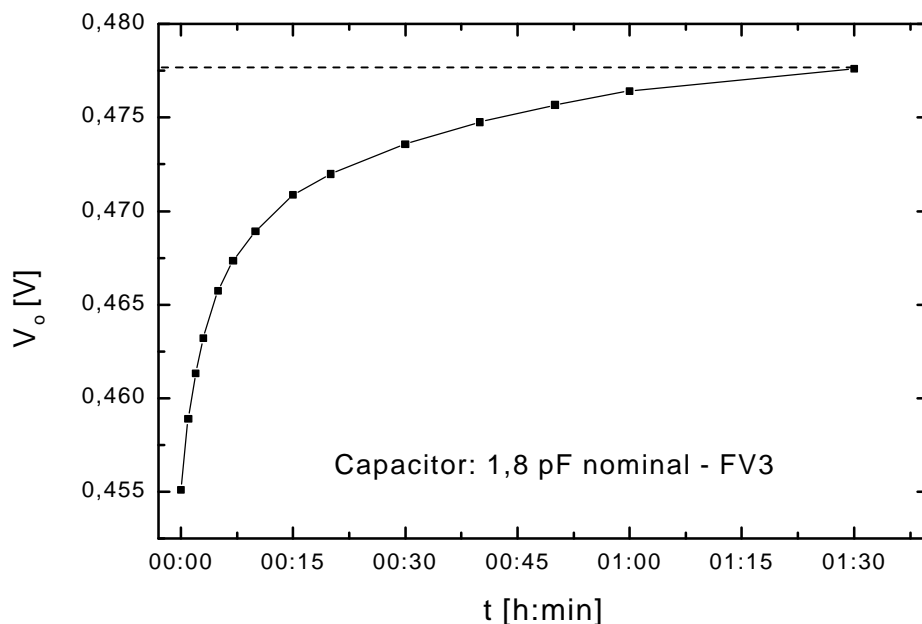


Figura 3.29 - Gráfico de pré-aquecimento do transdutor de capacitância utilizado em FV3

A Figura 3.29 mostra o gráfico da tensão de saída do transdutor de capacitância  $V_o$  a partir do instante de partida, em que o equipamento estava frio (fonte de alimentação e transdutor). As tensões  $V_o$  foram registradas mantendo o transdutor conectado a um capacitor fixo do banco de capacitores, de valor nominal igual a 1,8 pF. Verifica-se que o tempo de 1 hora e meia é suficiente para a derivada da curva de pré-aquecimento mostrada no gráfico da Figura 3.29 seja menor do que 0,08 mV/minuto. Este tempo de aquecimento foi assumido como necessário antes de iniciar qualquer teste na instalação.

As Figuras 3.30 e 3.31 apresentam as curvas de calibração dos transdutores de capacitância utilizados nos medidores de fração de vazio instalados no ramal principal e no ramal lateral. Foram tomadas 6 medidas (3 subidas e 3 descidas) para cada ponto e a incerteza foi calculada igual a  $\pm 0,0165$  pF para o transdutor de FV2 (incerteza do padrão igual a  $\pm 0,0157$  e incerteza de precisão calculada igual a  $\pm 0,0060/\sqrt{6}$ , coeficiente  $t_{95}$  de *student* igual a 2,131) e  $\pm 0,0163$  pF para FV3 (incerteza de precisão calculada igual a  $\pm 0,0049/\sqrt{6}$ ).

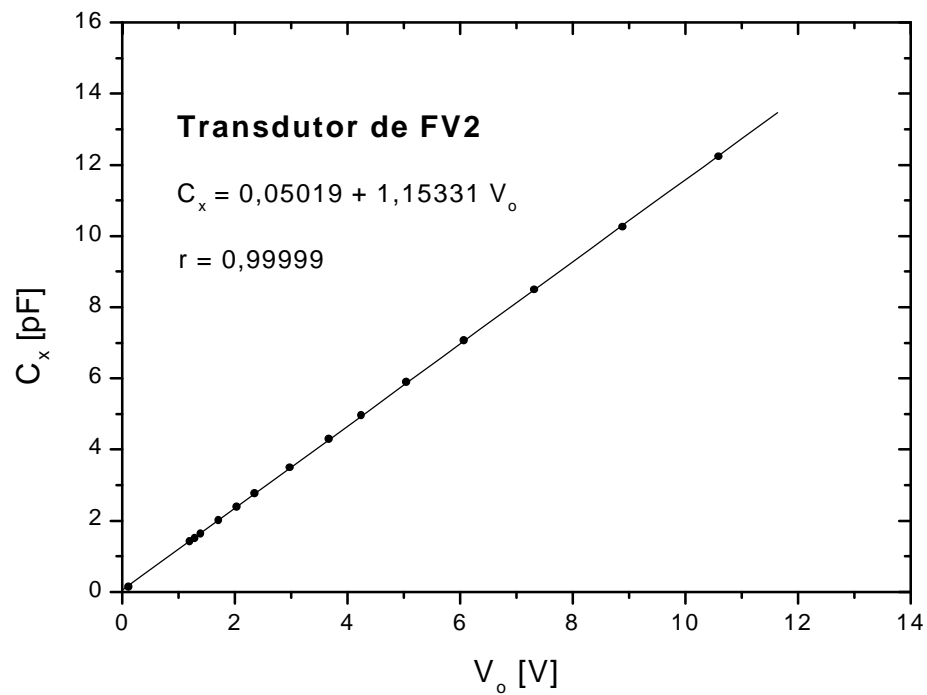


Figura 3.30 - Curva de calibração do transdutor do medidor FV2

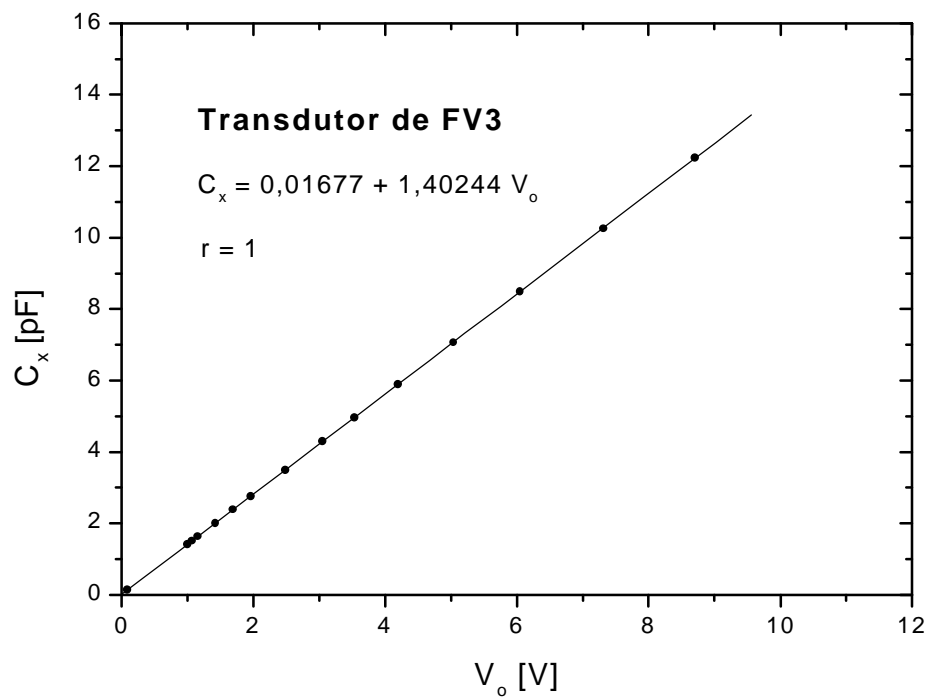


Figura 3.31 - Curva de calibração do transdutor do medidor FV3

As sensibilidades dos transdutores representadas pelos coeficientes angulares das curvas das Figuras 3.30 e 3.31 são 0,87 mV/fF e 0,71 mV/fF, respectivamente, na faixa de 0,1 a 15 pF ( $1 \text{ mV} = 10^{-3} \text{ V}$  e  $1 \text{ fF} = 10^{-3} \text{ pF}$ ).

Durante a etapa de calibração dos transdutores verificou-se o baixo nível de *drift* térmico pela repetibilidade das medidas, já que esta etapa durou várias horas com a temperatura de bulbo seco ambiente variando entre 25 e 32 °C.

O transdutor utilizado junto ao medidor de espessura da camada de líquido HL1 foi projetado para apresentar uma sensibilidade da ordem de 7 vezes a dos transdutores dos medidores de fração de vazio, cerca de 6 mV/fF.

Como descrito no item 3.1.2, o sistema foi calibrado como um todo, transdutor de capacitância e conjunto de eletrodos, sendo assim, as incertezas calculadas para os medidores de fração de vazio já incluem as fontes de incerteza do transdutor de capacitância.

### **3.3 Medidor de Espessura da Camada de Líquido HL1**

A técnica de medida do filme de líquido utilizando sonda de fios paralelos foi estudada por vários autores [Brow *et al.* (1978), Koskie *et al.* (1989), Kang e Kim (1992), Lacy e Dukler (1994), Shi e Kocamustafaogullari (1994), Wang e Ooi (1996) e Wang *et al.* (1996)]. Através desta técnica é feita a medida da condutância elétrica entre dois eletrodos em forma de fios paralelos, instalados perpendicularmente à seção de medida, mostrada na Figura 3.32. A condutância elétrica medida é proporcional à altura do filme. Trata-se de uma técnica intrusiva e que necessita de grande atenção na montagem dos fios, que devem ser de diâmetro reduzido (0,5 mm ou menos) para que sua influência sobre o escoamento seja mínima. Porém, quase sempre ocorre a formação de bolhas na região de esteira do escoamento de líquido atrás dos fios, o que causa erros na medida [Koskie *et al.* (1989)]. Outra desvantagem da técnica é a dependência da condutividade elétrica do líquido em relação à temperatura e ao grau de impurezas presentes, o que requer uma técnica de compensação [Wang e Ooi (1996)]. Adicionalmente, quando se utiliza

água deionizada, cuja condutividade elétrica é muito baixa, como é o caso deste trabalho, a técnica dos fios paralelos torna-se inadequada.

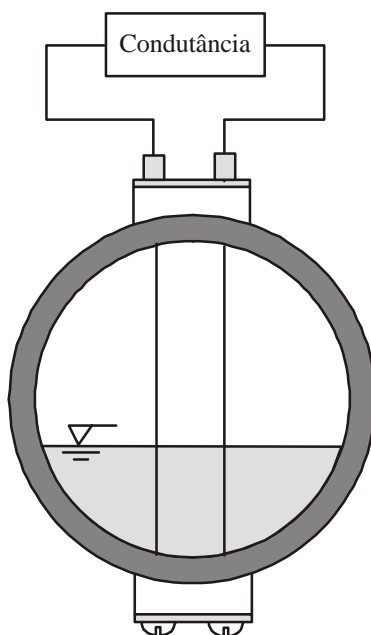


Figura 3.32 - Medidor de fios paralelos

Devido aos problemas de aplicação da técnica dos fios paralelos, para efetuar a medida da altura de líquido foi desenvolvida uma técnica não intrusiva, baseada na medida de capacitância entre dois eletrodos montados externamente ao tubo, como mostrado na Figura 3.33.

### 3.3.1 Descrição do medidor

Um eletrodo sensor de largura mínima (preto), mostrado na Figura 3.33, permite que apenas o líquido na seção do tubo delimitada por ele afete a resposta do transdutor de capacitância. Eletrodos de guarda são usados para evitar que o campo elétrico se distorça nas extremidades do eletrodo sensor, o chamado de efeito de borda [Reinecke e Mewes (1996)], montados muito próximos uns dos outros (0,5 mm). O campo elétrico que se forma entre o eletrodo sensor e os eletrodos de guarda é praticamente nulo devido à condição de terra virtual, discutida no item 3.2.1. Quanto menor a largura do eletrodo sensor menor o "efeito volumétrico", e mais próxima será a resposta do sistema da medida feita na seção transversal do tubo (fato que é interessante na

medida de ondas). As limitações da técnica ficam por conta da sensibilidade e velocidade de resposta do transdutor de capacitância.

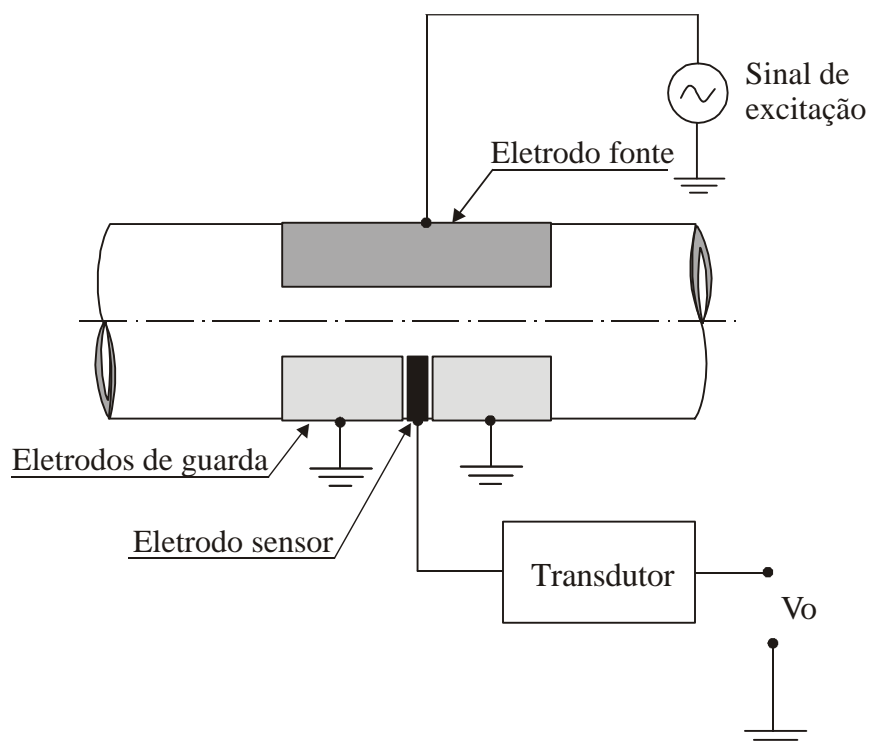


Figura 3.33 - Vista superior do esquema de montagem dos eletrodos do medidor de espessura de filme de líquido não intrusivo

Como a permissividade dielétrica do líquido (água) varia pouco com a presença de impurezas, torna-se necessária apenas uma metodologia de compensação devido ao efeito da variação de temperatura, item 3.1.3.

As Figuras 3.34 e 3.35 mostram o conjunto de placas com blindagem e detalhes construtivos do conjunto de placas.



Figura 3.34 - Conjunto de eletrodos e blindagem

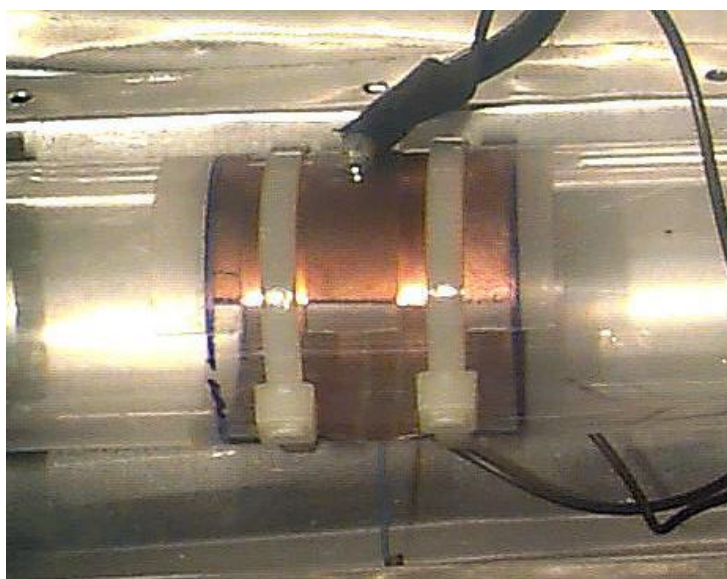


Figura 3.35 - Detalhe do conjunto de eletrodos

Quando o escoamento no tubo é intermitente ou pistonado, um sistema mais elaborado, que utiliza dois eletrodos sensores, como mostrado na Figura 3.36, pode ser utilizado para conjuntamente medir o perfil da bolha alongada ou a espessura da camada de líquido e, através da análise de sinais provenientes dos canais 1 e 2, determinar o comprimento de cada pistão de líquido que passa pela seção de medida [Mi *et al.* (2001)]. A seção de medida foi montada de maneira semelhante à mostrada na Figura 3.33, porém, com dois eletrodos sensores, como

mostrado na Figura 3.36. As técnicas de análise de sinais utilizadas são apresentadas no Capítulo 4.

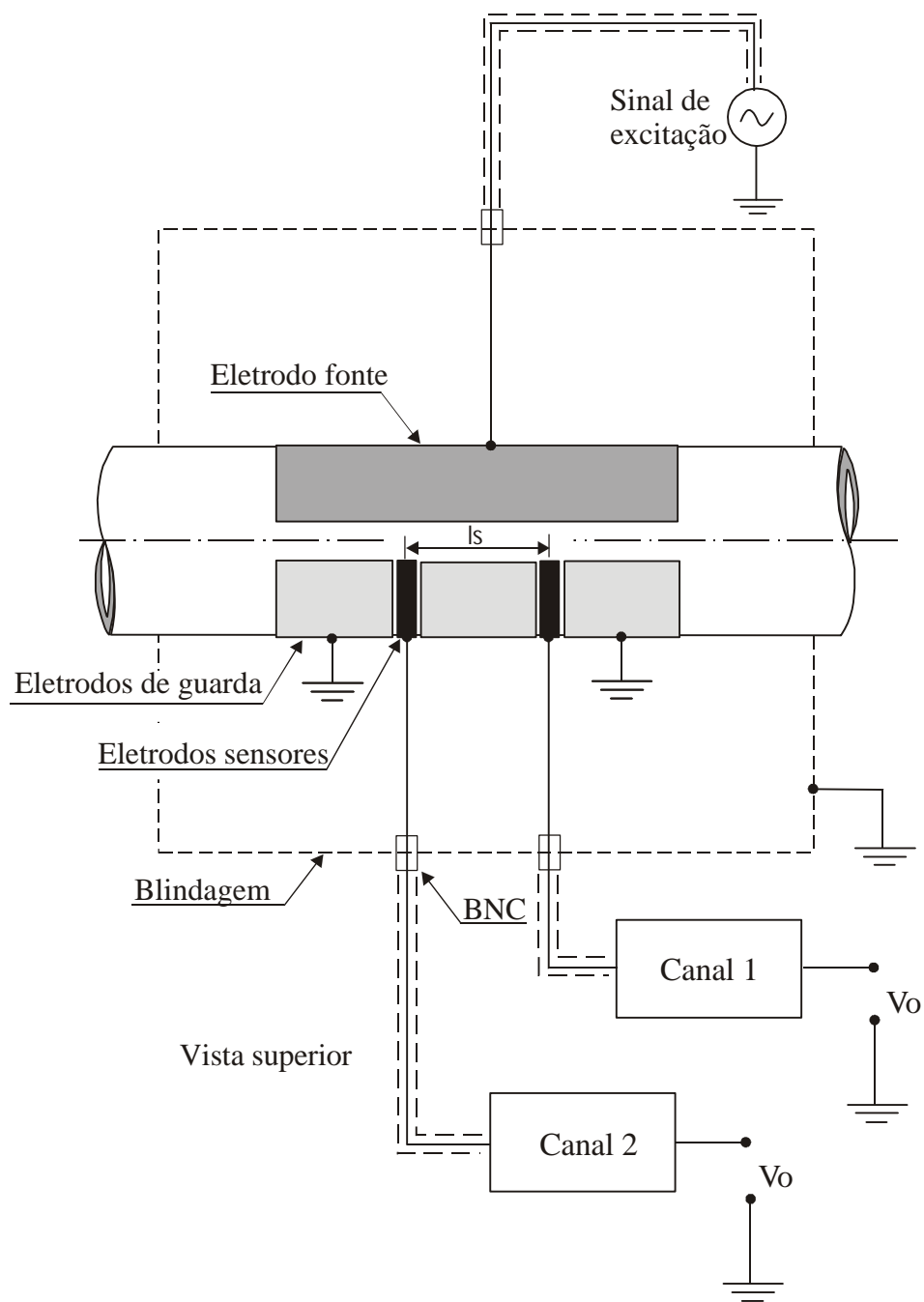


Figura 3.36 - Sistema composto de medida de espessura da camada de líquido e comprimento dos pistões de líquido

Foram montados dois conjuntos de eletrodos com as seguintes dimensões:

A) Conjunto com eletrodos sensores de 5,0 mm de largura

- eletrodos de guarda laterais - largura de 20,0 mm e comprimento de 61,0 mm;
- eletrodo de guarda central - largura de 50,0 mm e comprimento de 61,0 mm;
- eletrodo fonte - largura de 105,0 mm e comprimento de 61,0 mm;
- eletrodos sensores - largura de 5,0 mm e comprimento de 61,0 mm de comprimento;
- distância média entre os eletrodos sensores  $l_s$  - 56,0 mm.

B) Conjunto com eletrodos sensores de 3,0 mm de largura

- eletrodos de guarda laterais - largura de 20,0 mm e comprimento de 61,0 mm;
- eletrodo de guarda central - largura de 50,0 mm e comprimento de 61,0 mm;
- eletrodo fonte - largura de 98,0 mm e comprimento de 61,0 mm;
- eletrodos sensores - largura de 3,0 mm e comprimento de 61,0 mm de comprimento;
- distância média entre os eletrodos sensores  $l_s$  - 54,0 mm.

A Figura 3.37 mostra o esquema de montagem dos eletrodos, com as dimensões dos eletrodos de guarda baseadas no diâmetro externo do tubo  $De$ , igual a 41,1 mm. Foram instaladas uniões de 1 1/2 pol. de PVC em ambas extremidades, para permitir o encaixe e o desencaixe na linha de escoamento ar-água, e na bancada de calibração dos medidores.

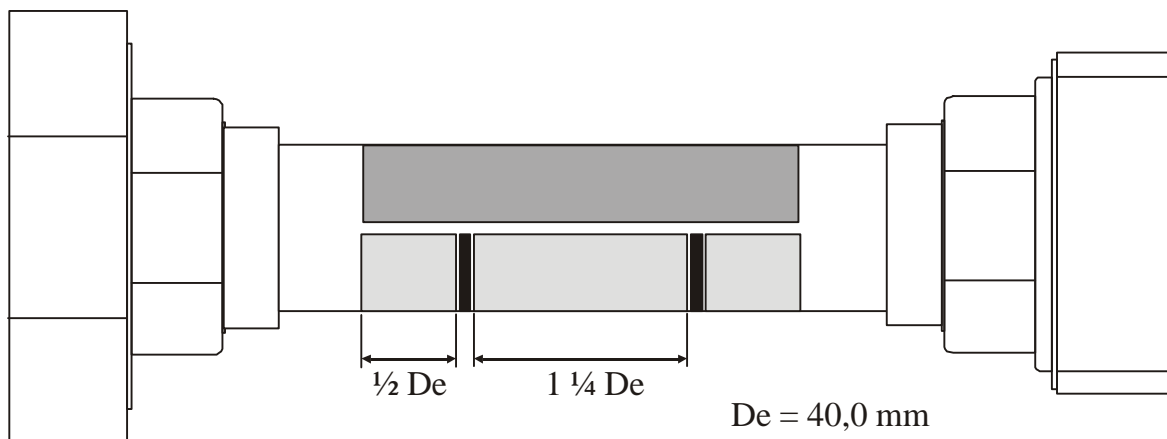


Figura 3.37 - Esquema de montagem do conjunto de eletrodos



### 3.3.2 Calibração do medidor de espessura da camada de líquido

Um procedimento semelhante ao utilizado para os medidores de fração de vazio foi utilizado na calibração do medidor de espessura da camada de líquido HL1. Desta vez a altura da camada de líquido medida pelo micrômetro é diretamente o valor da grandeza de calibração.

Existem alguns parâmetros importantes para o projeto dos eletrodos, como a posição de montagem dos eletrodos em relação ao vetor da aceleração da gravidade, mostrada na Figura 3.38, e a largura do eletrodo sensor, que tem influência sobre a sensibilidade do sistema e sobre a resolução do medidor na seção transversal do tubo. Neste sentido foram realizados testes com os dois conjuntos de eletrodos, um com eletrodos sensores de 3 mm de largura e outro com eletrodos de 5 mm.

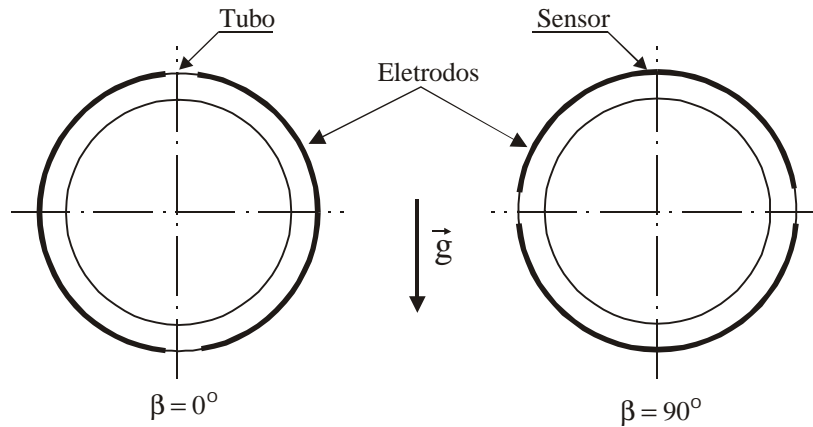


Figura 3.38 - Ângulos de montagem dos eletrodos em relação à gravidade

Utilizando a bancada mostrada na Figura 3.6, para o conjunto com eletrodos de 3 mm foram efetuadas medidas da tensão de saída do medidor  $V_o$  para várias espessuras da camada de líquido  $h_L$ . Foram consideradas as duas posições mostradas na Figura 3.38 e obtidos os pontos mostrados na Figura 3.39. Observa-se que partindo de  $h_L = 0$  mm quando o tubo está cheio de ar, até  $h_L = 34,0$  mm quando o tubo está cheio de água, os eletrodos montados paralelamente em relação à gravidade,  $\beta = 0^\circ$ , apresentam resposta linear numa grande faixa a partir do ponto com  $h_L = 5$  mm, enquanto que quando  $\beta = 90^\circ$  a resposta é altamente não-linear. Dado o fato de que em

instrumentação a linearidade é sempre desejável, foi escolhido  $\underline{b} = 0^\circ$  como o ângulo de montagem dos eletrodos na instalação experimental.

Outro fato importante na Figura 3.39 é a presença de lacunas de pontos nas regiões com  $h_L < 5$  mm e  $h_L > 25$  mm, na primeira região devido à ação da tensão superficial, que faz com que a espessura da camada de líquido seja não uniforme ao longo do tubo, o que provocaria erros de medida em  $h_L$ , e na segunda devido à faixa de medida do micrômetro de 25 mm, que é insuficiente para cobrir todo o diâmetro do tubo de 34,0 mm.

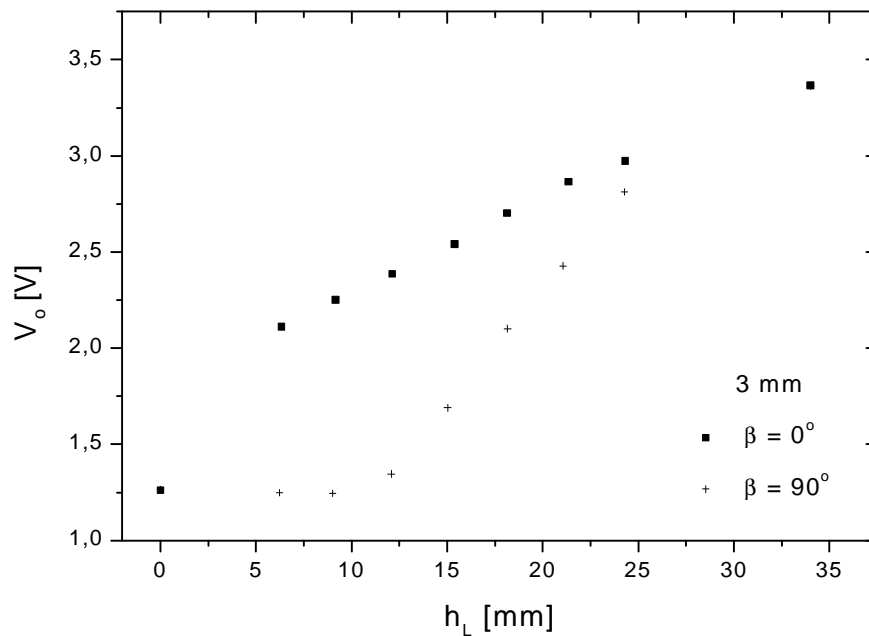


Figura 3.39 - Resposta do medidor com eletrodos sensor de 3 mm para duas posições de montagem dos eletrodos  $\beta = 0^\circ$  e  $\beta = 90^\circ$

A Figura 3.40 mostra a tensão de saída  $V_o$  versus a espessura da camada de líquido  $h_L$ . Neste caso, foram efetuadas medidas para os eletrodos de 3 e de 5 mm, com ângulo de montagem  $\underline{b} = 0^\circ$ . Foi observado que o conjunto de 5 mm apresentou a maior razão  $\underline{DV_o}/\underline{Dh_L}$ , apresentando, portanto, maior sensibilidade do que o de 3 mm. Todavia, teoricamente, a menor largura dá ao conjunto de 3 mm uma resolução que se aproxima da seção transversal do tubo 40 % maior do que o de 5 mm, razão pela qual foi escolhido para os testes na instalação experimental.

Observa-se, ainda, na Figura 3.40 uma "quebra" do comportamento dos pontos entre  $h_L = 0$  mm e  $h_L = 5$  mm, discutido em detalhes no item 3.3.4.

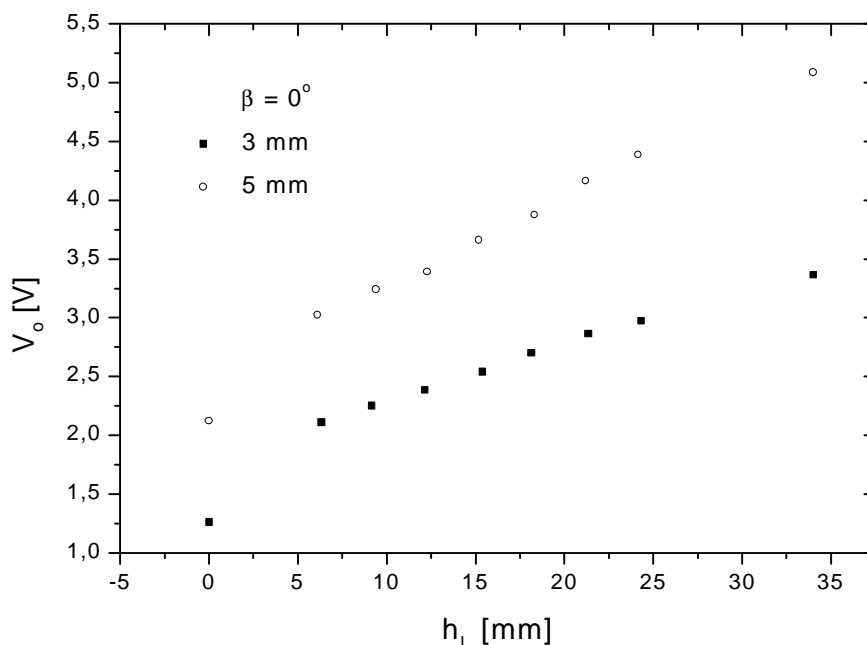


Figura 3.40 - Resposta do medidor para dois conjuntos de eletrodos com larguras diferentes 3 mm e 5 mm

A Figura 3.41 representa a curva de calibração do medidor de altura de líquido com eletrodo sensor de 3 mm de largura, instalado no ponto 1, Figura 2.3, junto à entrada do tê. Foram tomadas 18 medidas (uma subida de 9 e uma descida de 9) e, dentro da região linear de 16 pontos, a curva de calibração foi ajustada com incerteza calculada de  $\pm 0,521$  mm ou  $\pm 1,532\%$  do FE (incerteza do padrão - micrômetro- de  $\pm 0,01$  mm e de precisão de  $\pm 0,245$  mm, com coeficiente  $t_{95}$  de *student* igual a 2,120).

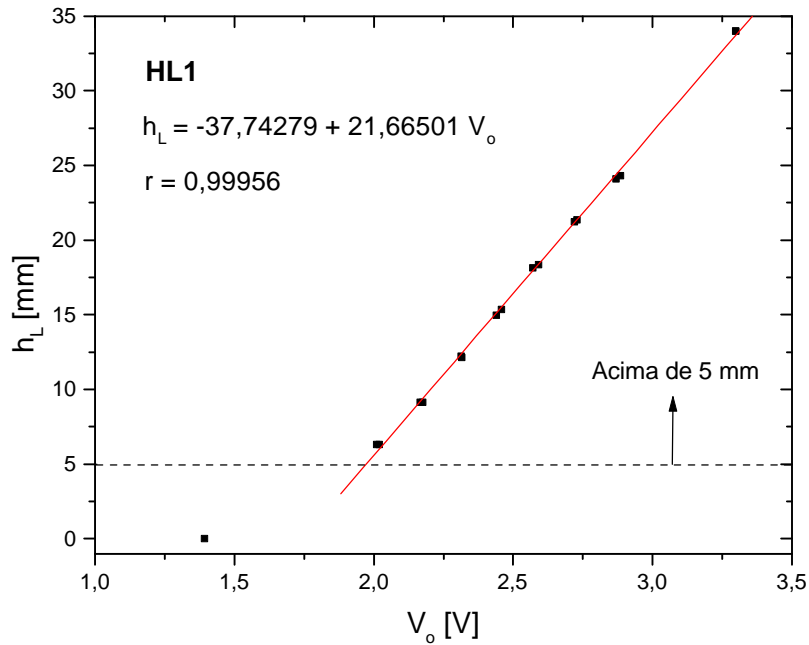


Figura 3.41 - Curva de calibração do medidor de altura de líquido

### 3.3.3 Correção do efeito da variação da temperatura do líquido sobre a medida da espessura da camada de líquido

Como a medição da espessura é baseada na determinação da capacitância entre os eletrodos, que depende da permissividade dielétrica da água, que varia com a temperatura [Hasted (1973) e Ellison *et al.* (1996)], foi proposta uma correção da medida da espessura da camada de líquido, semelhante à descrita no item 3.1.3 para a medida da fração de vazio.

Como no caso anterior, durante a etapa de calibração determinou-se uma função do tipo  $h_L = h_L(V_o)$ , Figura 3.41, onde  $V_o$  é a tensão de saída do transdutor, medida quando a temperatura do líquido é igual a  $T_o$ , isto é, a temperatura de calibração. Quando a temperatura de medida  $T$  é diferente de  $T_o$ , a tensão de saída  $V$  é diferente de  $V_o$  e é necessário um método que corrija  $V$  em  $V_o$ , para que seja possível a utilização da curva de calibração sem um erro sistemático associado à temperatura.

A Eq. (3.7) pode ser resolvida iterativamente para  $h_L$  se o coeficiente  $a$  for obtido experimentalmente, como no caso anterior, e a fração de vazio  $\underline{a}$  for relacionada à  $h_L$  ( $V_o$ ) através de relações geométricas, Eq. (3.13).

$$\underline{a} = \frac{l}{p} \left\{ p - a \cos \left[ 1 - 2 \frac{h_L}{D} \right] + \left( 1 - 2 \frac{h_L}{D} \right) \sqrt{1 - \left( 1 - 2 \frac{h_L}{D} \right)^2} \right\} \quad (3.13)$$

onde  $D$  é o diâmetro interno da tubulação (34,0 mm).

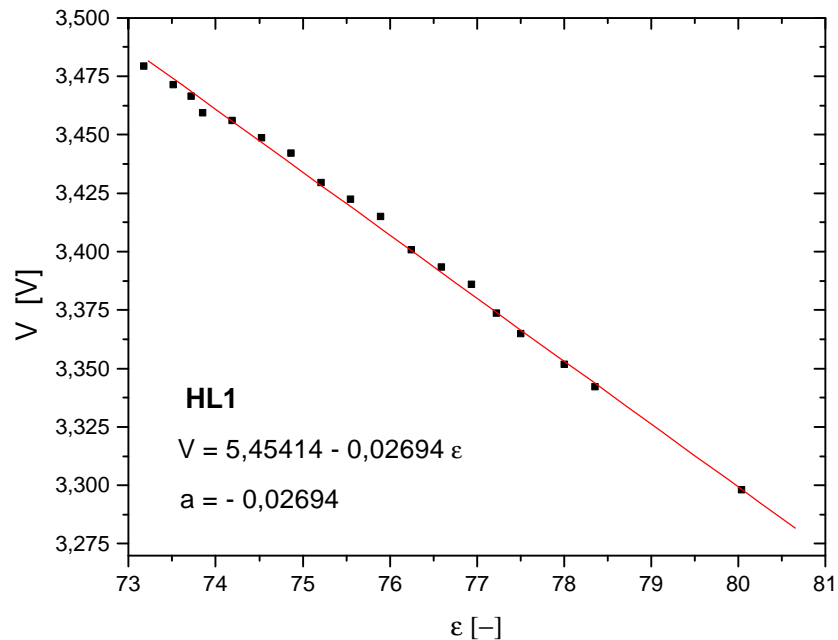


Figura 3.42 - Gráfico da tensão de saída do medidor de fração de vazio instalado no ramal principal  $V$  versus a permissividade dielétrica  $\epsilon$  do líquido

Foram adquiridos 17 pontos numa faixa de temperaturas do líquido de 22,0 a 38,0 °C, com a linha de escoamento gás-líquido cheia de água e com o trocador de calor inoperante. As medidas de temperatura foram convertidas em permissividades dielétricas através da Eq. (3.8), e traçado o gráfico mostrado na Figura 3.42. Através de regressão linear é obtida uma reta e o valor de  $a$  é igual ao coeficiente angular desta reta.

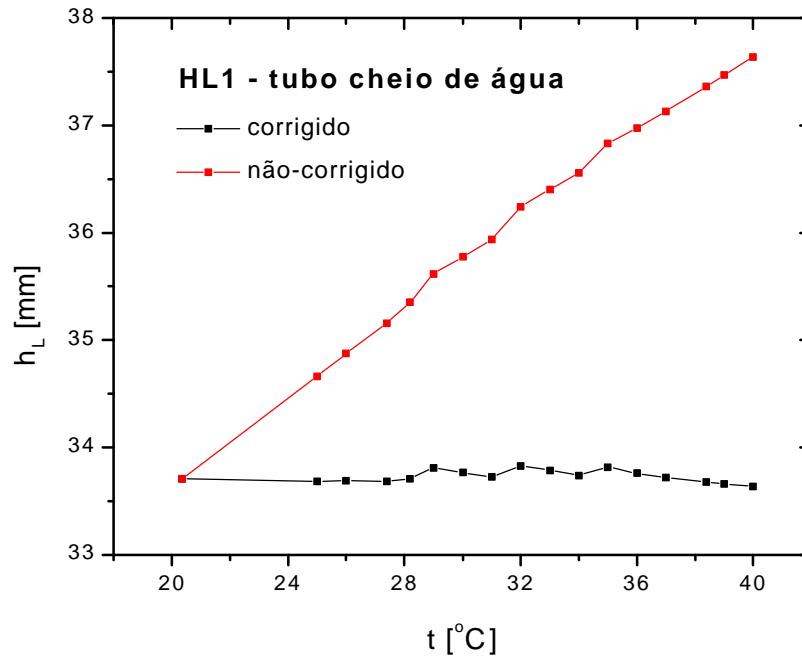


Figura 3.43 - Curva de calibração do medidor de altura de líquido

A Figura 3.43 foi obtida aplicando diretamente os valores de  $V$  medidos para a faixa de temperatura de 22,0 a 38,0°C (não-corrigido), e resolvendo-se a Eq.(3.7) com  $\underline{a} = 1$  e o valor de  $a$  da Figura 3.42 (corrigidos), sendo que o primeiro ponto à esquerda é o de calibração com  $T_o = 20,2$ . Como no caso do sistema de medida da fração de vazio, verificou-se uma boa redução dos erros sistemáticos associados à variação da temperatura do líquido, dentro da faixa de incerteza de calibração.

### 3.3.4 Avaliação do desempenho do medidor HL1

A avaliação do desempenho do medidor do filme de líquido foi realizada em três etapas: calibração e cálculo da incerteza, conforme o item 3.3.2, comparação com resultados obtidos numericamente através do Método dos Elementos Finitos para avaliação do desempenho estático, e avaliação do medidor quando uma bolha alongada passa pelo tubo, ou avaliação do desempenho dinâmico.

## a. Resultados obtidos através do Método dos Elementos Finitos

No Apêndice D são apresentadas as bases de modelagem do conjunto de eletrodos do medidor de espessura da camada de líquido, HL1, utilizando o Método dos Elementos Finitos - MEF. Foram consideradas quatro condições distintas da geometria dos eletrodos, relativas à gravidade, conforme a Figura 3.38:

### Eletrodos montados verticalmente em relação à gravidade (duas condições)

A primeira condição é a geometria básica discutida no item 3.3 com raio interno do tubo  $R = 34,0$  mm, raio externo  $R_e = 41,1$  mm, raio da blindagem  $R_B = 103,0$  mm e ângulo de contato dos eletrodos com o tubo  $\mathbf{q} = 170,1^\circ$  (maior), Figura D.1. A segunda condição é a mesma geometria, com raios iguais e  $\mathbf{q} = 120,0^\circ$  (menor).

As Figuras 3.44 – 3.48 e 3.49 - 3.53 mostram as linhas de potencial elétrico escalar constante  $\mathbf{j}(x,y)$  para as duas condições: eletrodos maiores, com  $\mathbf{q} = 170,1^\circ$ , e eletrodos menores, com  $\mathbf{q} = 120,0^\circ$ , para cinco alturas de líquido  $h_L/D$ : 0,0 (sem água no tubo), 0,25, 0,50 (meio tubo), 0,75 e 1,0 (tubo cheio de água). Os tons de vermelho indicam potencial elétrico mais intenso, como obviamente, na região ao redor do eletrodo fonte.

### Eletrodos montados horizontalmente em relação à gravidade (duas condições)

As duas condições são para a mesma geometria do caso anterior com  $R = 34,0$  mm,  $R_e = 41,1$  mm,  $R_B = 103,0$  mm e eletrodos maiores com  $\mathbf{q} = 170,1^\circ$  (maior). A primeira condição considera o eletrodo sensor montado na região superior e a segunda com eletrodo sensor montado na região inferior.

As Figuras 3.54 – 3.58 e 3.59 - 3.63 mostram as linhas de potencial elétrico escalar constante  $\mathbf{j}(x,y)$  para as duas condições: eletrodo sensor montado na região superior e eletrodo sensor montado na região inferior, respectivamente, com cinco alturas de líquido  $h_L/D$ : 0,0 (sem água no tubo), 0,25, 0,50 (meio tubo), 0,75 e 1,0 (tubo cheio de água).

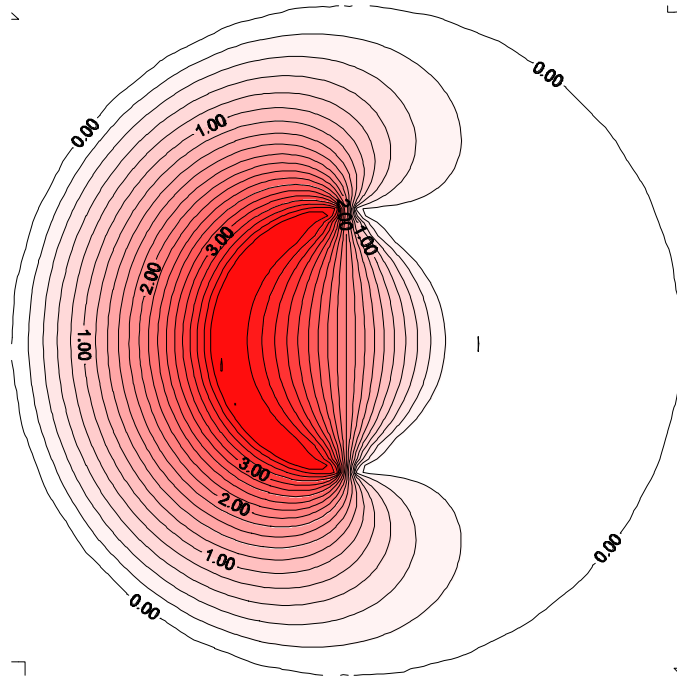


Figura 3.44 – Eletrodos verticais,  $h_L/D = 0$  e  $q = 170, 1^\circ$  (maior)

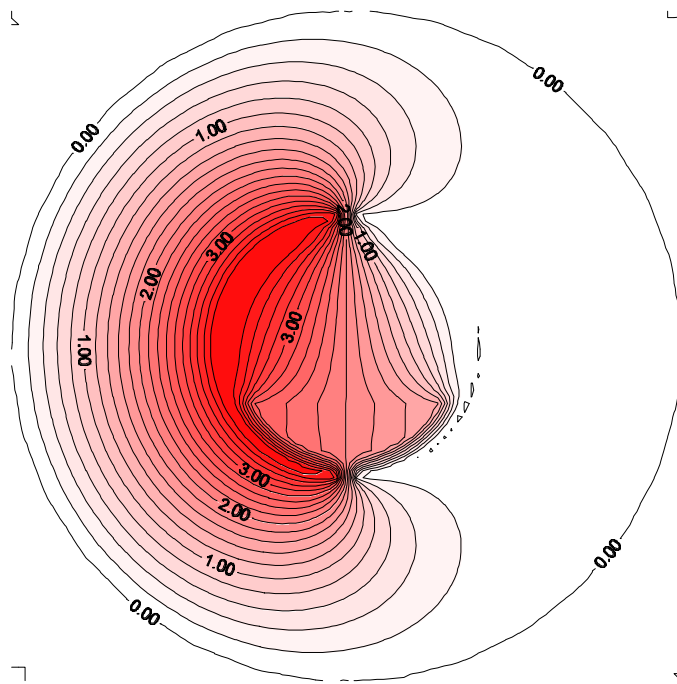


Figura 3.45 – Eletrodos verticais,  $h_L/D = 0,25$  e  $q = 170, 1^\circ$  (maior)



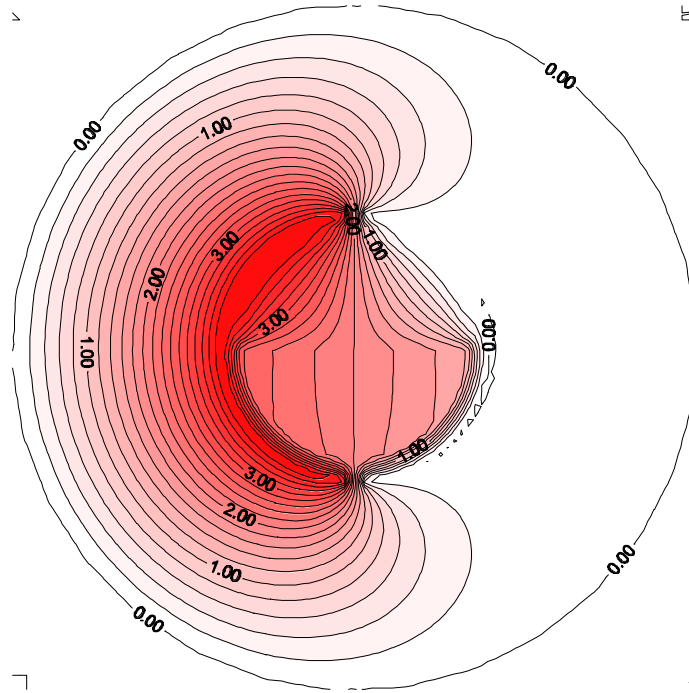


Figura 3.46 – Eletrodos verticais,  $h_L/D = 0,50$  e  $q = 170,1^\circ$  (maior)

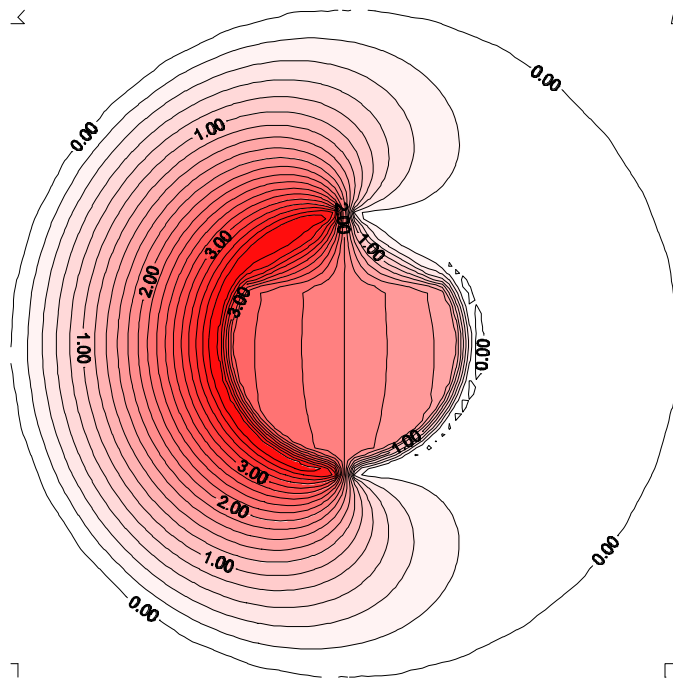


Figura 3.47 – Eletrodos verticais,  $h_L/D = 0,75$  e  $q = 170,1^\circ$  (maior)

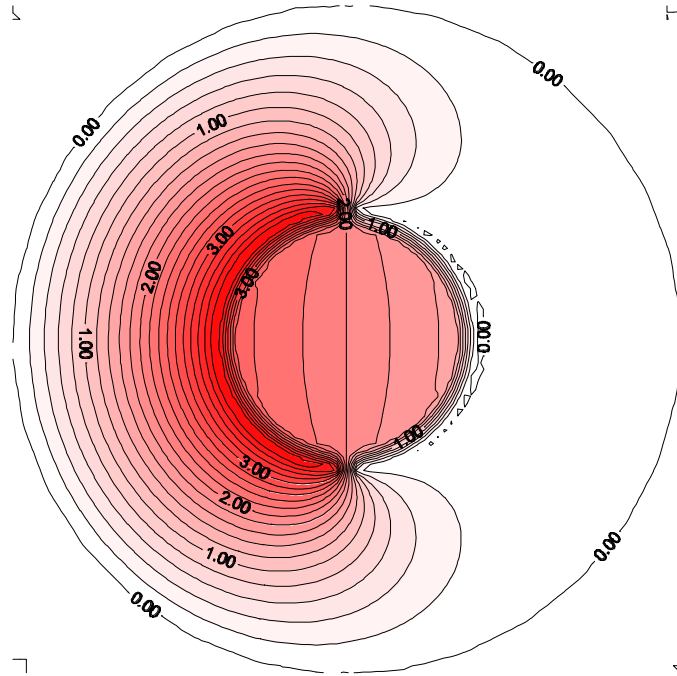


Figura 3.48 – Eletrodos verticais,  $h_L/D = 1$  e  $q = 170, 1^\circ$  (maior)

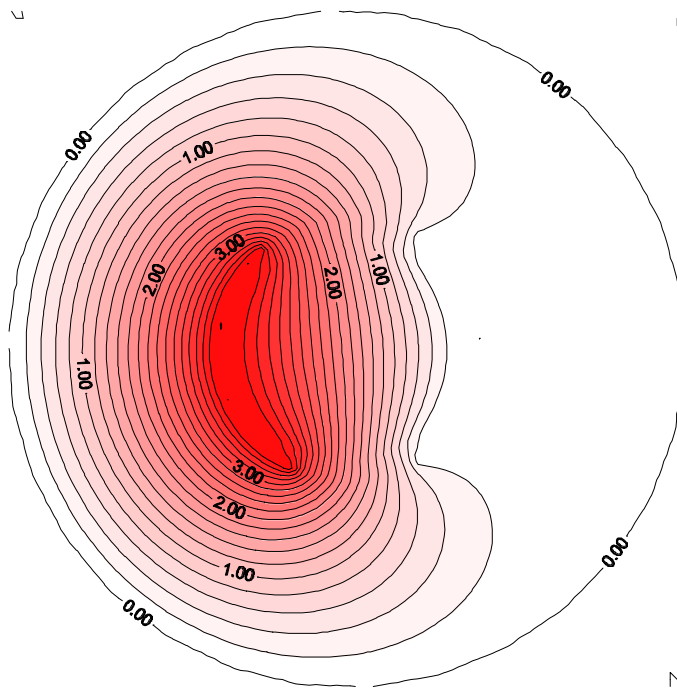


Figura 3.49 – Eletrodos verticais,  $h_L/D = 0$  e  $q = 120, 0^\circ$  (menor)

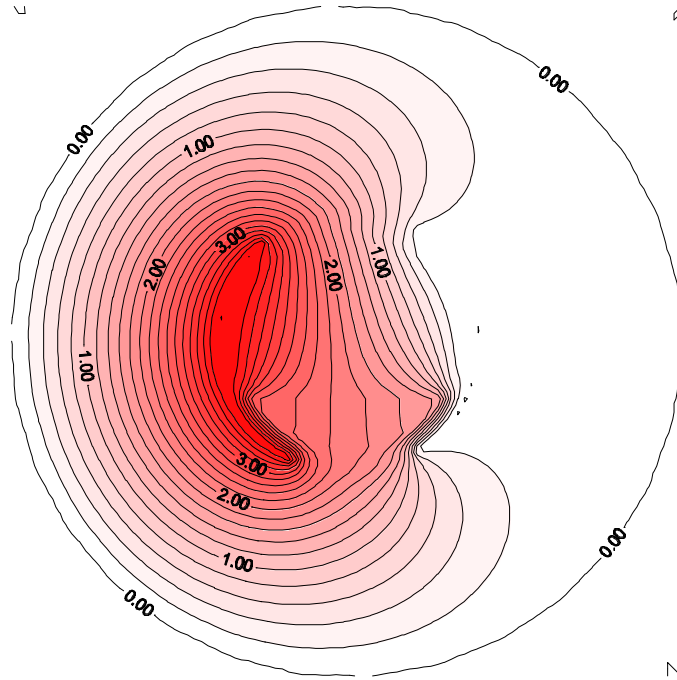


Figura 3.50 – Eletrodos verticais,  $h_L/D = 0,25$  e  $q = 120,0^\circ$  (menor)

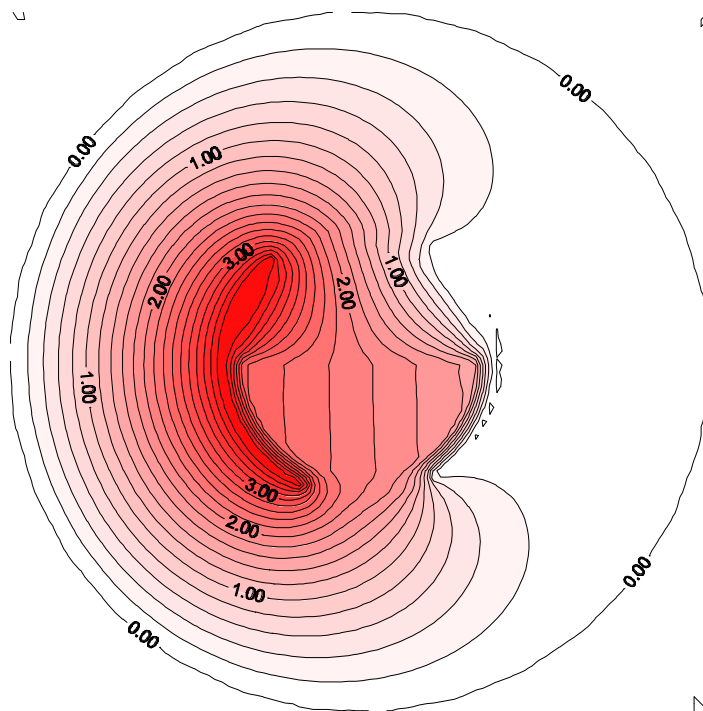


Figura 3.51 – Eletrodos verticais,  $h_L/D = 0,50$  e  $q = 120,0^\circ$  (menor)

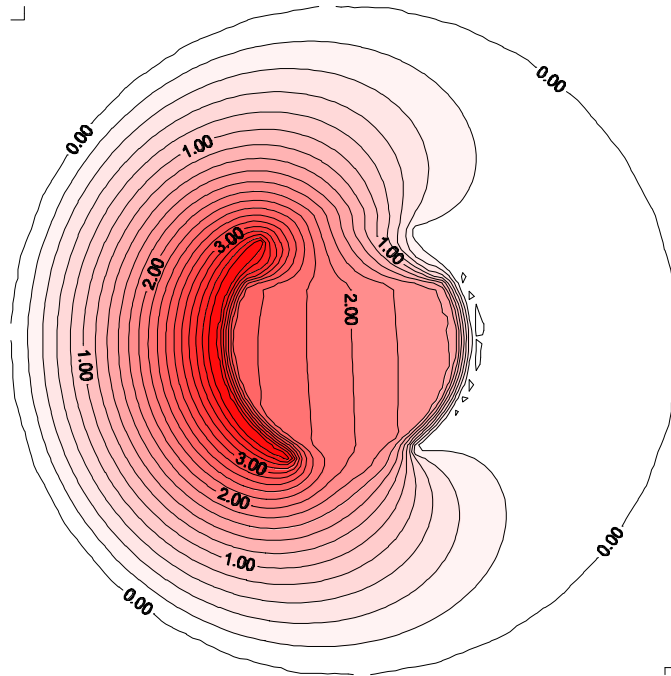


Figura 3.52 – Eletrodos verticais,  $h_L/D = 0,75$  e  $q = 120,0^\circ$  (menor)

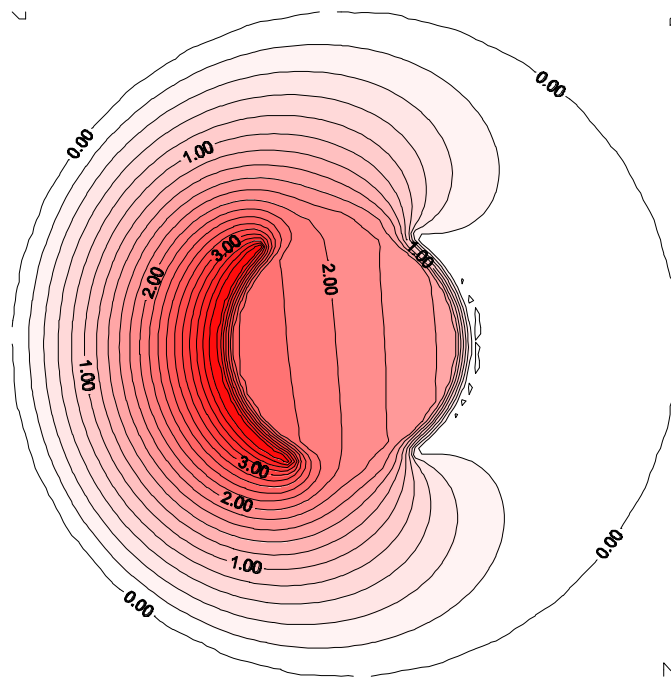


Figura 3.53 – Eletrodos verticais,  $h_L/D = 1$  e  $q = 120,0^\circ$  (menor)

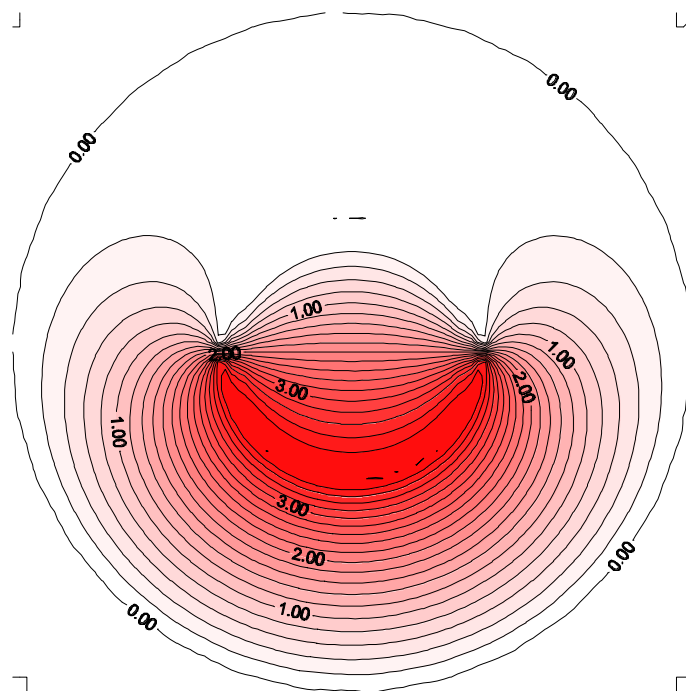


Figura 3.54 – Eletrodos horizontais, sensor em cima,  $h_L/D = 0$  e  $\mathbf{q} = 170,1^\circ$  (maior)

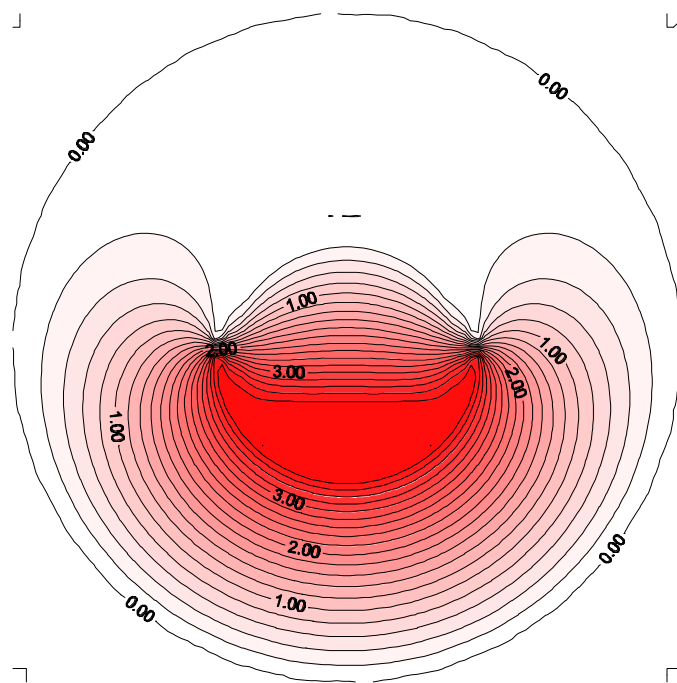


Figura 3.55 – Eletrodos horizontais, sensor em cima,  $h_L/D = 0,25$  e  $\mathbf{q} = 170,1^\circ$  (maior)

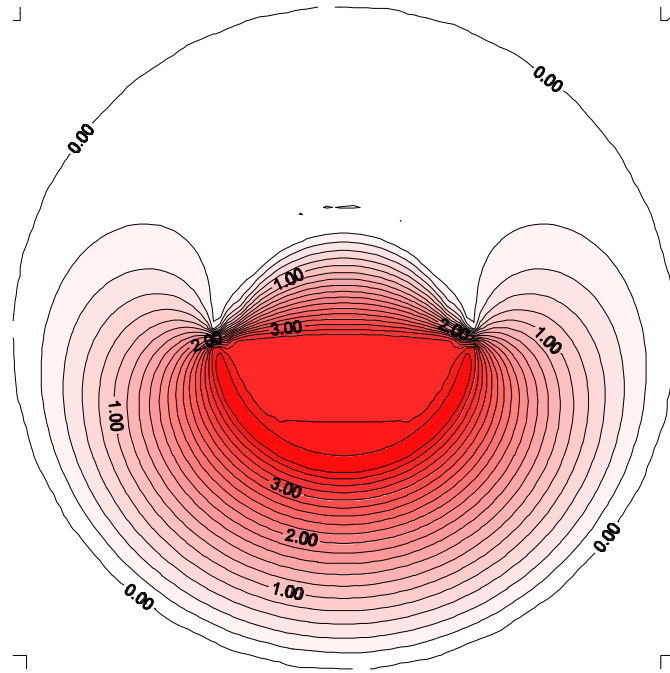


Figura 3.56 – Eletrodos horizontais, sensor em cima,  $h_L/D = 0,50$  e  $\mathbf{q} = 170,1^\circ$  (maior)

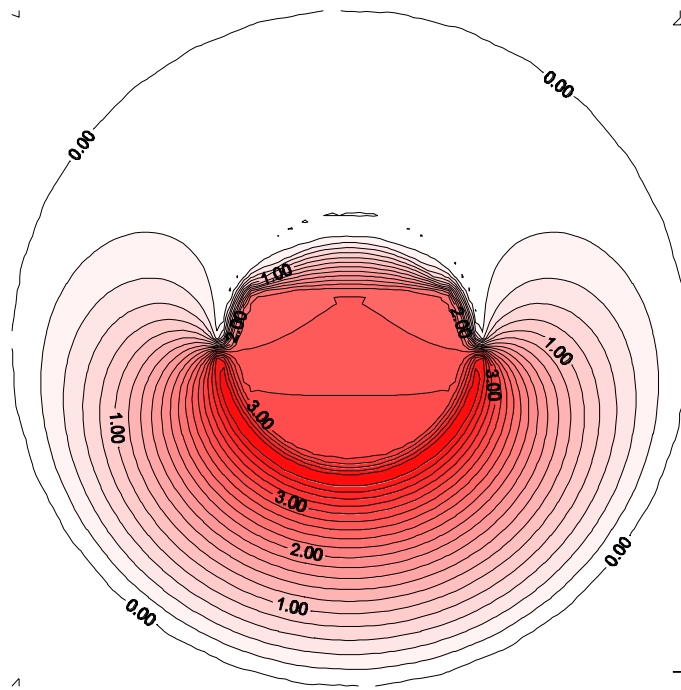


Figura 3.57 – Eletrodos horizontais, sensor em cima,  $h_L/D = 0,75$  e  $\mathbf{q} = 170,1^\circ$  (maior)

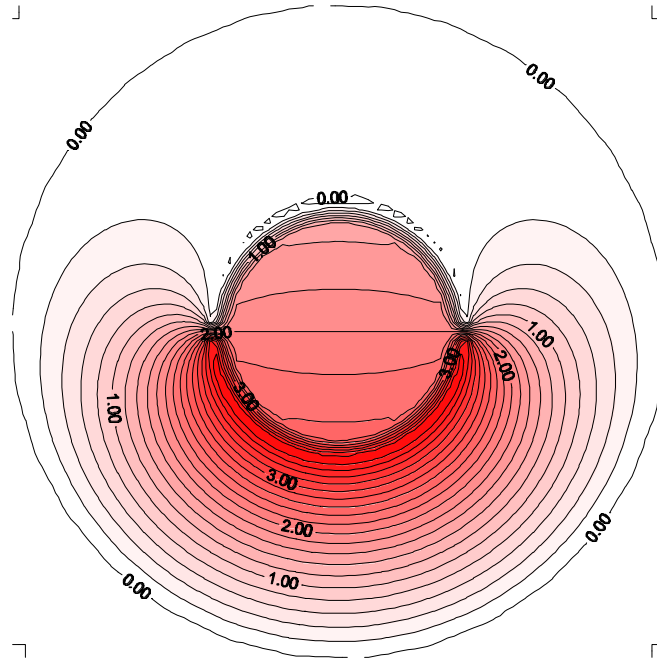


Figura 3.58 – Eletrodos horizontais, sensor em cima,  $h_L/D = 1$  e  $\mathbf{q} = 170,1^\circ$  (maior)

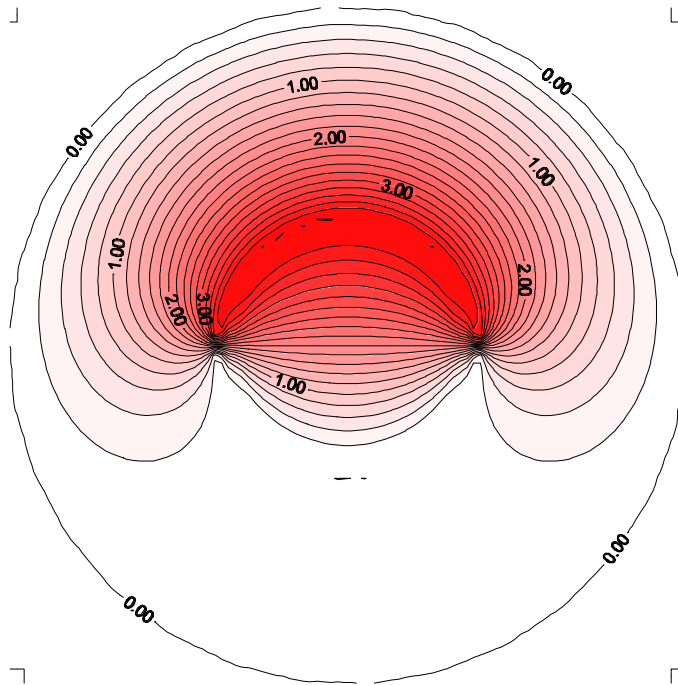


Figura 3.59 – Eletrodos horizontais, sensor em baixo,  $h_L/D = 0$  e  $\mathbf{q} = 170,1^\circ$  (maior)

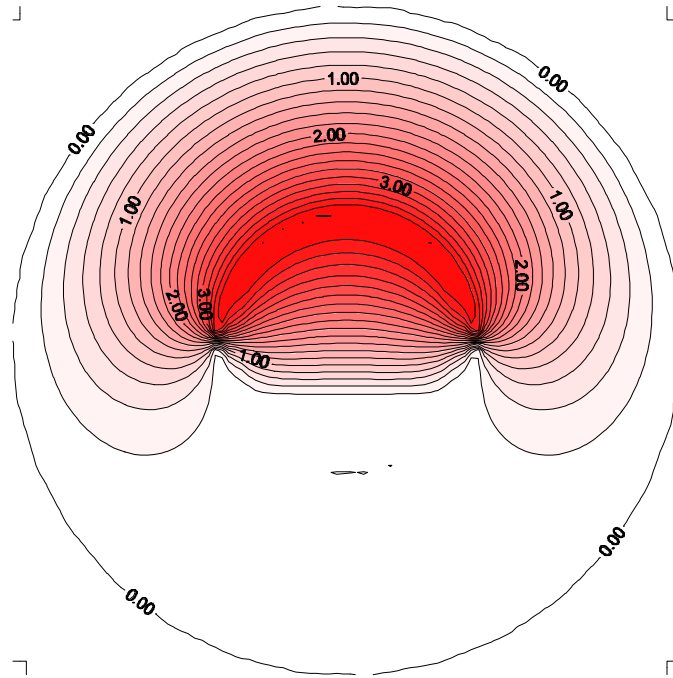


Figura 3.60 – Eletrodos horizontais, sensor em baixo,  $h_L/D = 0,25$  e  $q = 170,1^\circ$  (maior)

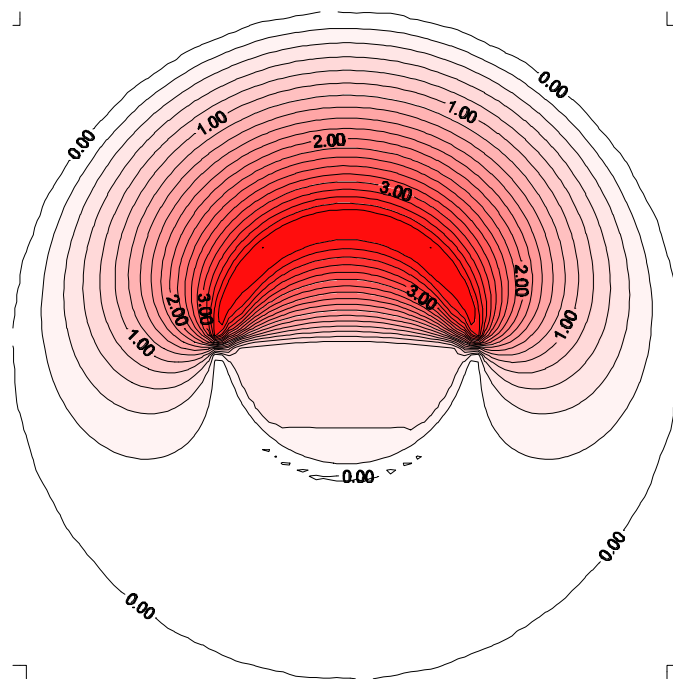


Figura 3.61 – Eletrodos horizontais, sensor em baixo,  $h_L/D = 0,50$  e  $q = 170,1^\circ$  (maior)



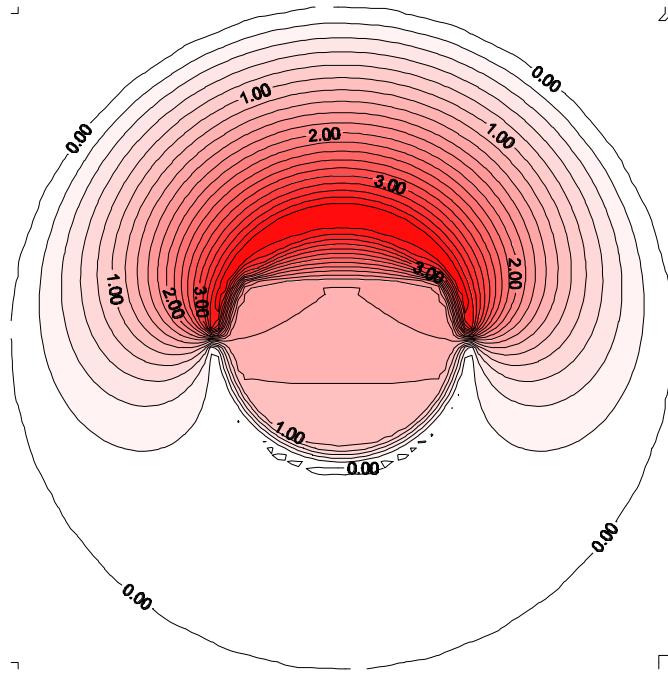


Figura 3.62 – Eletrodos horizontais, sensor em baixo,  $h_L/D = 0,75$  e  $\mathbf{q} = 170,1^\circ$  (maior)

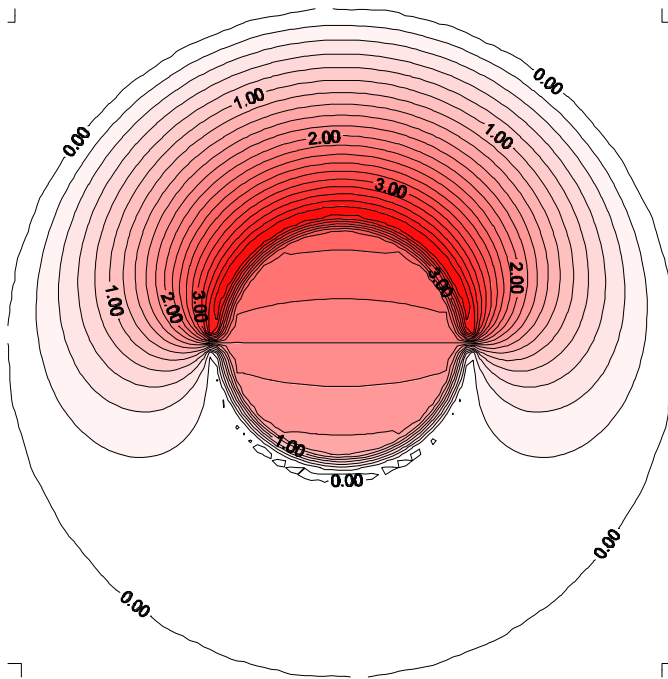


Figura 3.63 – Eletrodos horizontais, sensor em baixo,  $h_L/D = 1$  e  $\mathbf{q} = 170,1^\circ$  (maior)

Nas Figuras 3.44-3.63 as linhas de campo elétrico  $\vec{E}$  são sempre perpendiculares às linhas de potencial constante  $\vec{j}$ , de modo semelhante ao que ocorre entre linhas de potencial constante e linhas de corrente no escoamento potencial de fluidos. As linhas de  $\vec{E}$  partem da região de potencial maior (eletrodo fonte com  $V_s$ ) em direção aos contornos de potencial menor (eletrodo sensor e blindagem com zero volt – condição de contorno). Em todos os casos se verifica a presença de fortes gradientes na região próxima às bordas inferior e superior dos eletrodos, regiões onde os eletrodos estão mais próximos, com alta concentração das linhas de potencial e, portanto, das linhas de campo elétrico. A alta permissividade dielétrica da água, devido à polaridade das suas moléculas, é muitas vezes maior do que a do ar (cerca de 80 vezes). Ela tem a propriedade de “conduzir” fortemente campos elétricos de forma semelhante a metais em relação ao fluxo de calor. Nesta analogia, a temperatura representa o potencial elétrico e o fluxo de calor o campo elétrico. Assim, a água permite que pequenos gradientes do potencial elétrico  $\vec{j}$  se formem no seu seio, deslocando fortes gradientes somente na região entre a superfície de contato água-acrílico, junto ao perímetro interno do tubo, e a superfície eletrodo-acrílico, junto ao perímetro externo. Este efeito causa forte campo elétrico nesta região e, portanto, um considerável aumento da capacitância entre os eletrodos com o aumento da quantidade de água. Em geral, é observada uma certa simetria das linhas e potencial constante e, portanto, das linhas de campo elétrico, em relação ao eixo perpendicular à interface ar-água dentro do tubo.

A Figura 3.64 apresenta os gráficos da capacitância, calculada como descrito no Apêndice D,  $C_x$ , em picofarad por metro de comprimento do eletrodo sensor, versus a espessura da camada de líquido adimensional  $h_L/D$  para quando os eletrodos são montados verticalmente. Para ambos os casos, quando os eletrodos são maiores ( $\alpha = 170^\circ$ ) e para quando os eletrodos são menores ( $\alpha = 120^\circ$ ), observa-se que a região central das curvas é linear:  $h_L/D = 0,25, 0,50, 0,75$ , enquanto, quando os eletrodos são maiores em ambas as extremidades:  $h_L/D = 0,0$  e  $1,0$ , há ocorrência de desvios em relação à linearidade dos pontos centrais. No gráfico para eletrodos maiores o ponto com  $h_L/D = 1,0$  (tubo cheio de água) desloca a curva para cima, enquanto que, no gráfico para eletrodos menores ocorre uma inversão e o mesmo ponto está deslocado para baixo em relação aos pontos centrais. O ponto com  $h_L/D = 0,0$  (tubo sem água) para eletrodos maiores desloca-se para baixo enquanto que para eletrodos menores ele mantém a linearidade dos pontos centrais. Os fatos descritos são fortes indícios de que deve existir uma geometria ótima dos eletrodos que

apresente uma resposta linear em toda a faixa de medida, desde  $h_L/D = 0,0$  até  $h_L/D = 1,0$ , passível de ser estudada através de simulação numérica. Esta questão constitui uma sugestão para um trabalho futuro.

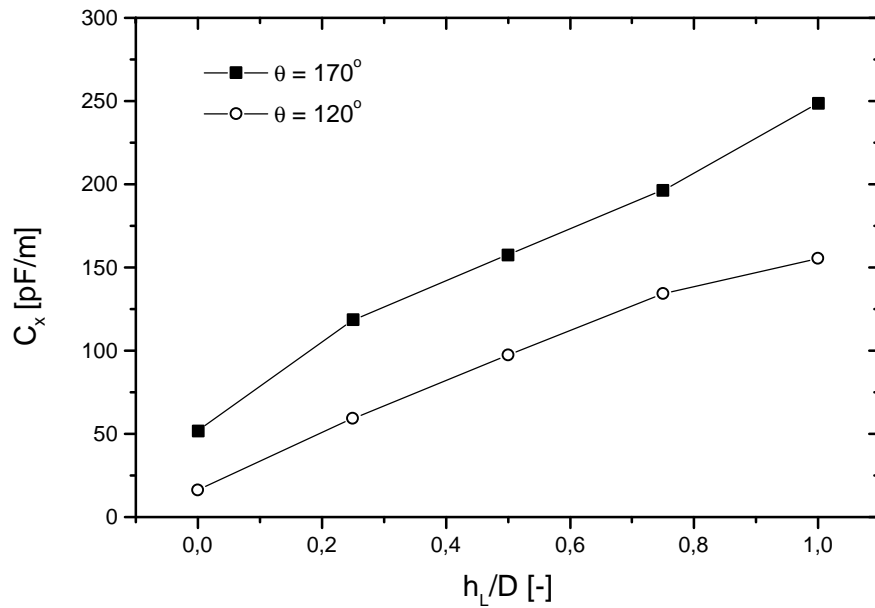


Figura 3.64 – Capacitância calculada  $C_x$  para eletrodos de comprimentos diferentes montados verticalmente

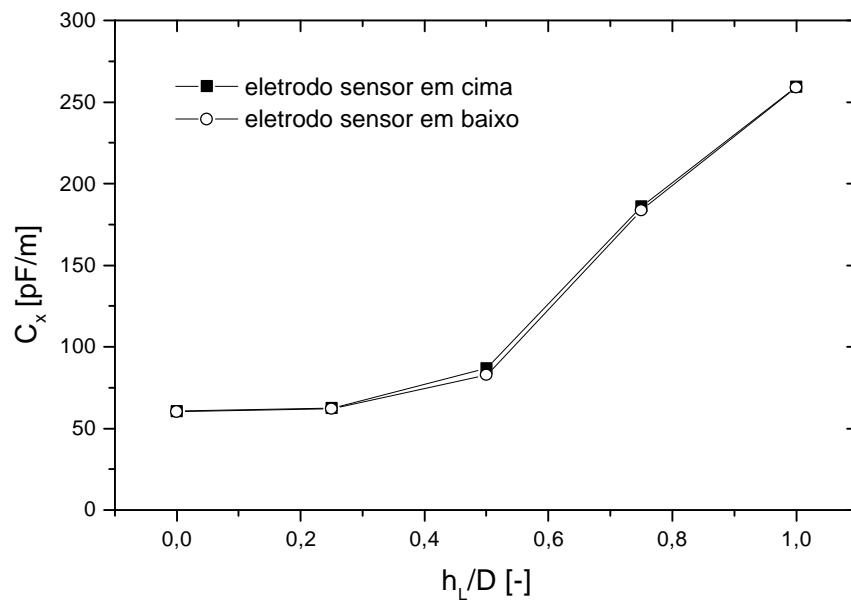


Figura 3.65 - Capacitância calculada  $C_x$  para eletrodos montados horizontalmente ( $q = 170^\circ$ )

A Figura 3.65 apresenta os gráfico de  $C_x$  versus  $h_L/D$  para quando os eletrodos ( $q = 170^\circ$ ) são montados horizontalmente. Verifica-se que quando o eletrodo sensor é montado em cima ou em baixo a resposta do sistema , com forma exponencial e concavidade voltada para cima (crescente), bem distante da linearidade. Porém, sendo a linearidade da resposta o sistema uma característica desejável em sistemas de medida, os eletrodos montados verticalmente, conforme a Figura 3.64, constituem uma escolha mais adequada do que montados horizontalmente.

Os gráficos das Figuras 3.64 ( $q = 170^\circ$ ) e 3.65 são semelhantes aos mostrados na Figura 3.39, com dados obtidos experimentalmente, porém, no eixo da ordenadas se tem a tensão de saída do transdutor  $V_o$  ao invés da capacitância  $C_x$  devido a problemas de calibração do transdutor de capacitância numa faixa tão baixa que, como mostrado na Figura 3.36, deve ser da ordem de 0,05 a 0,8 pF. Tais problemas são devido ao fato de que através do banco de capacitores apresentado no item 3.2.2 não é possível obter um número de pontos suficiente para uma calibração do medidor apresentado no item 3.3.

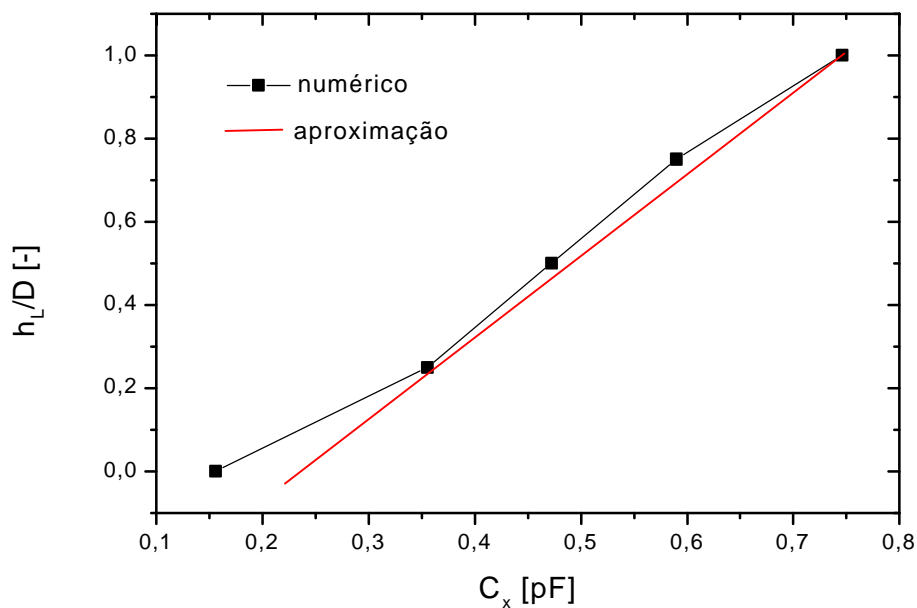


Figura 3.66 – Capacitâncias calculadas para eletrodos verticais,  $q = 170^\circ$  e 3 mm de largura

A Figura 3.66 mostra a espessura da camada de líquido adimensional  $h_L/D$  versus a capacitância calculada  $C$ , para o conjunto de eletrodos com ( $q = 170^\circ$ ) e 3 mm de largura, isto é,

os valores mostrados na Figura 3.64 para  $q = 170^\circ$ , multiplicados pela largura do eletrodo sensor, na mesma condição da curva de calibração mostrada no gráfico da Figura 3.41, que possui, porém, a tensão de saída  $V_o$  no eixo das abscissas ao invés de  $C$ , devido a problemas de calibração, como discutido no final do item 3.2.2. Observar os baixos valores das capacitâncias calculadas de 0,15 pF a 0,75 pF. O comportamento de ambas as curvas é bastante similar, com o ponto com  $h_L/D = 0$  (tubo cheio de ar) substancialmente deslocado em relação à linearidade apresentada pelos pontos centrais. Em  $h_L/D = 1$  (tubo cheio de água) observa-se um pequeno deslocamento do ponto para baixo na Figura 3.66 em relação à curva experimental da Figura 3.41. Este fato pode estar associado a pequenos desvios da geometria dos eletrodos devido ao corte e à montagem na parede do tubo, devido à presença de pequenos efeitos de borda e também, devido ao líquido acumulado acima do nível do líquido pela ação da tensão superficial. O efeito da tensão superficial pode ser explicado com o auxílio da Figura 3.67, onde  $A_\sigma/2$  é metade da área ocupada a mais pelo líquido que ocorre de ambos os lados do corte da seção transversal do tubo. A tensão superficial faz com que uma pequena quantidade de líquido na região de contato ar-água-acrílico desloque os pontos centrais em negrito da Figura 3.66 para mais perto da linha vermelha.

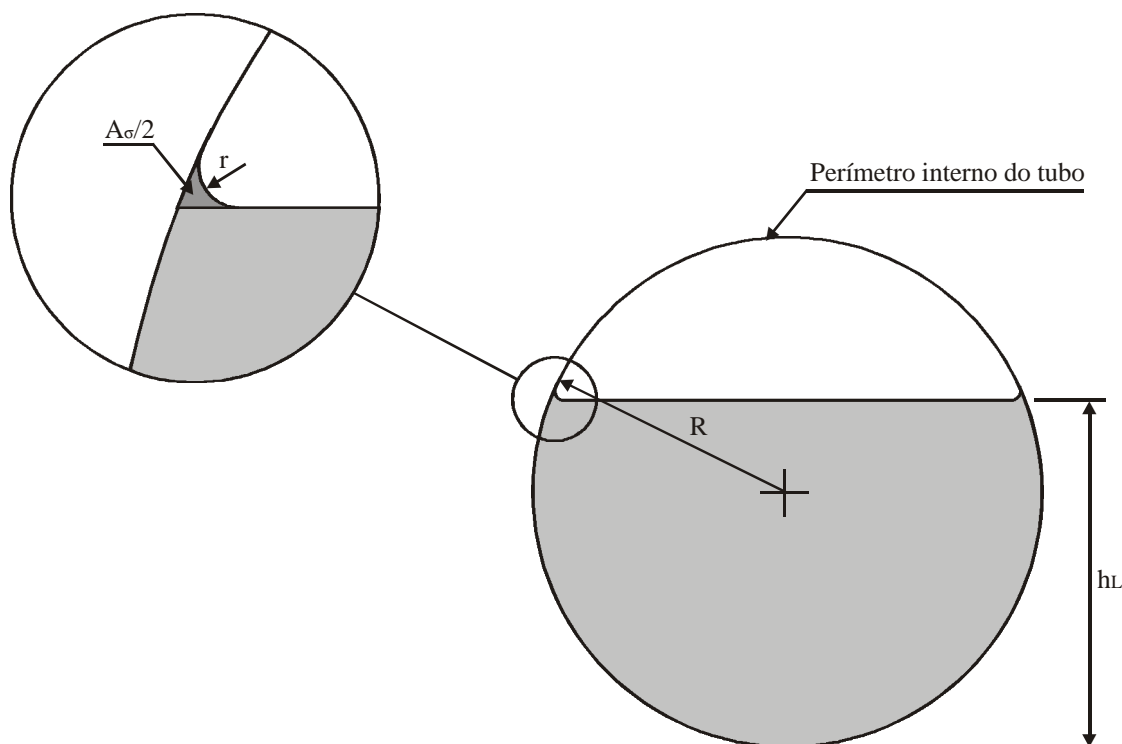


Figura 3.67 – Efeito da tensão superficial

A Figura 3.68 mostra a curva da variação da razão de áreas  $A_s/A$  versus  $h_L/D$ , onde  $A_s$  é a soma das áreas ocupadas pelo líquido de ambos os lados da interface ar-água devido ao efeito da tensão superficial, como mostrado na Figura 3.67, e calculada através da Eq. (3.14), e  $A$  é a área de seção transversal do tubo ( $\pi R^2$ ,  $R = D/2$ ,  $D = 34,00$  mm). O raio da interface na região de contato ar-água-acrílico foi estimado igual a 1 mm, isto é,  $r = 1$  mm.

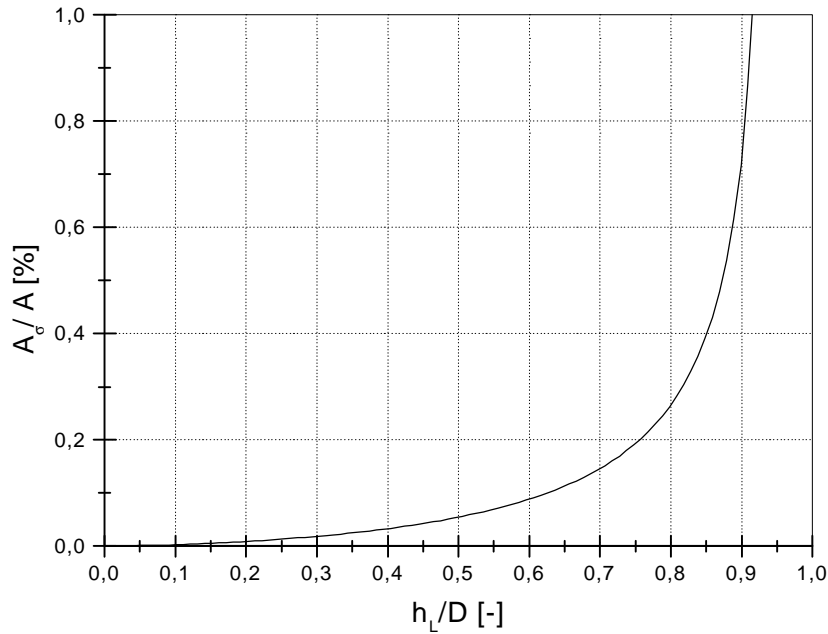


Figura 3.68 - Curva de calibração do medidor de altura de líquido

$$A_s = 2 r^2 \left\{ \tan \left[ a \cos \left( \frac{|R - h_L - r|}{R - r} \right) \right] + \frac{l}{2} \left[ p - a \cos \left( \frac{|R - h_L - r|}{R - r} \right) \right] \right\} \quad (3.14)$$

A Figura 3.68 mostra que quanto maior  $h_L/D$  maior o efeito da tensão superficial, isto é, os pontos com maior  $h_L/D$  na Figura 3.66 sofrem maior deslocamento para a direita do que aqueles com menor  $h_L/D$ .

## b. Avaliação do medidor quando uma bolha alongada passa pelo tubo

A calibração fornece meios para avaliar estaticamente o desempenho do medidor. Por outro lado, também é importante avaliar o desempenho dinâmico do medidor. Neste sentido, foi utilizado o recurso da instalação de poder produzir uma bolha de ar alongada na tubulação, como apresentado no item 2.1.1.

O procedimento experimental pode ser acompanhado na Figura 2.3 e é descrito da seguinte forma: uma certa vazão de líquido é ajustada através das válvulas VCL1 e VCL2 enquanto a quantidade de ar a ser injetada é ajustada através do regulador de pressão; são ajustados dois intervalos de tempo da ordem de segundos no programa de aquisição de dados: um refere-se ao tempo de injeção em que a válvula solenóide VS permanece aberta e o outro a um atraso do início da aquisição dos dados; no programa é definido o tamanho da amostra e a taxa de aquisição, sendo que o tempo de aquisição é igual ao tamanho da amostra dividido pela taxa de amostragem; finalmente, uma bolha de ar é injetada no tubo cheio de líquido com uma certa vazão (e velocidade média) junto ao tê de mistura. O tempo de aquisição é da ordem de alguns segundos, suficiente para registrar a passagem da bolha alongada pelo medidor instalado na entrada do tê (ponto 1), e o tempo de atraso é importante para que a bolha percorra o primeiro trecho do tubo, enquanto os transitórios devido à injeção da bolha são absorvidos.

As vazões de líquido escolhidas para os testes foram 20 l/min e 36 l/min, com tempo de atraso de 4,0 segundos, tempo de abertura da válvula solenóide de 0,5 segundos e pressão de ar no regulador de 0,5 kgf/cm<sup>2</sup>. Foram realizados testes com o conjunto de eletrodos de 3 mm e de 5 mm de largura em duas posições distintas,  $\underline{b} = 0^\circ$  e  $\underline{b} = 90^\circ$ , como indicado na Figura 3.38. É importante salientar que para ambas as vazões de teste os números de Reynolds,  $Re$ , são maiores do que 2200 (14570 e 26226, respectivamente), caracterizando escoamento turbulento. Segundo Incropera e DeWitt (1996), o comprimento do tubo para desenvolvimento do perfil de velocidades do escoamento deve ser maior do que 60D, sendo que a instalação experimental possui 140D de comprimento antes da seção de teste.

Para auxiliar na caracterização dos pontos de teste foi utilizado o número de Froude,  $Fr_U$ , definido segundo Netto *et al.* (1999) como:

$$Fr_U = \frac{U}{\sqrt{gD}} \quad (3.15)$$

onde,

$g$  é o módulo da aceleração da gravidade; e

$U$  é a velocidade média do líquido à frente da bolha, isto é,  $U = Q_L / A$ , sendo  $A$  a área de seção transversal interna do tubo de diâmetro  $D$ .

Como discutido pelos autores, o formato ou perfil da bolha alongada: curvatura do nariz, intensidade das ondulações e presença de ressalto hidráulico; é dependente além das propriedades dos fluidos (ar e água), do número de Froude. Os autores observaram que em baixas velocidades, quando  $Fr_U < 1$ , a bolha alongada apresenta um nariz curto, seguido por uma interface ondulada com comprimento de onda constante e amplitude decrescente e, termina com uma mudança abrupta de nível até o topo do tubo. Em velocidades ainda mais baixas a cauda da bolha alongada termina com uma mudança abrupta de nível, ressalto hidráulico, que não atinge a parede superior do tubo mas cria uma cauda fina e alongada atrás da bolha em forma de "plano inclinado". Um aspecto interessante da interface ondulada é que ela permanece "congelada" movendo-se com a bolha. Os autores observaram também que quando o número de Froude aumenta,  $Fr_U > 1$ , o nariz se torna mais longo, a amplitude das ondas na interface diminui e a cauda após o ressalto hidráulico se encurta.

A propriedade de mudança do perfil da bolha alongada solitária com o número de Froude,  $Fr$ , foi utilizada neste trabalho para verificação do desempenho dinâmico do medidor de espessura da camada de líquido. Assim, variando a vazão de líquido  $Q_L$ , produz-se bolhas alongadas cujos formatos devem se apresentar como descrito no parágrafo anterior.

Uma forma mais adequada de verificação do desempenho do medidor seria a comparação direta com a resposta de um outro tipo de medidor de modo que a mesma bolha alongada passa



por ambos. Uma possibilidade seria, por exemplo, usar uma sonda de fios paralelos, descrita no início do item 3.3, que fica como uma sugestão de trabalho futuro.

As Figuras 3.69 – 3.73 apresentam a razão dos sinais de tensão de saída  $V_o$  pela tensão inicial  $V$  registrada em  $t = 0$  s, adquiridos em diversas condições com dois pares de eletrodos sensores, como mostrado na Figura 3.36, um par com 3 mm e outro com 5 mm de largura. As linhas preta e vermelha representam os sinais dos eletrodos a jusante e a montante do escoamento, respectivamente. No eixo das abscissas o comprimento adimensional  $L/D$  foi determinado através do produto do tempo total de aquisição pela velocidade média de passagem da bolha, determinada através da correlação cruzada de sinais, conforme o Apêndice B.4, e posteriormente dividido pela diâmetro  $D$  da tubulação.

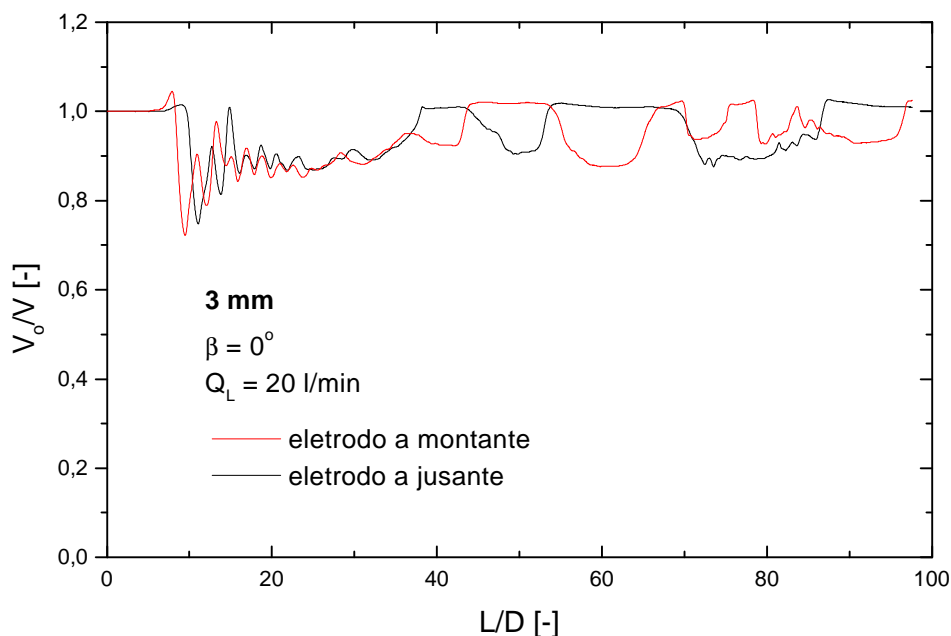


Figura 3.69 – Perfil da bolha com eletrodo de 3 mm,  $Fr_U = 0,637$  e  $\beta = 0^\circ$

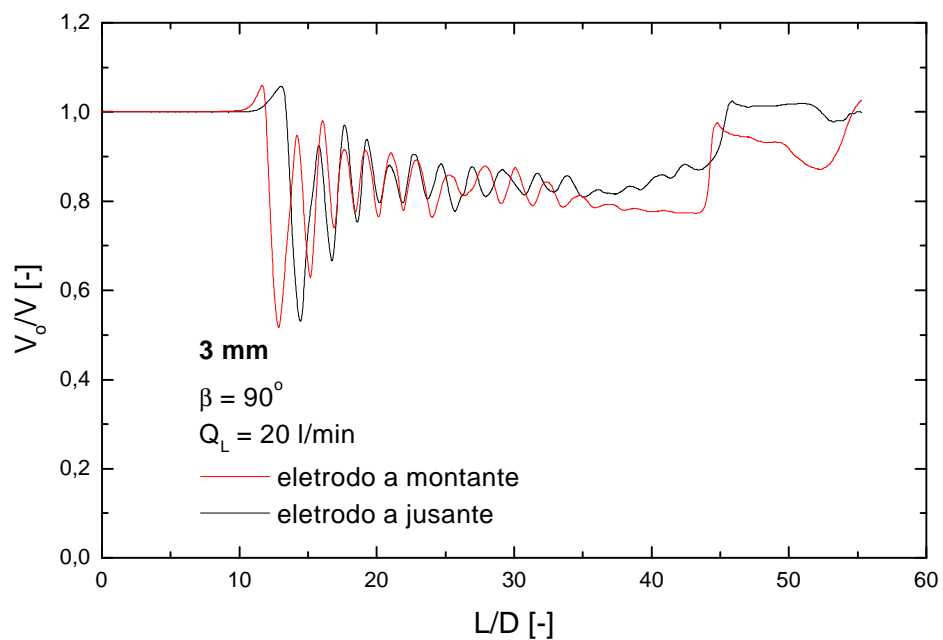


Figura 3.70 - Perfil da bolha com eletrodo de 3 mm,  $Fr_U = 0,637$  e  $\underline{b} = 0^\circ$

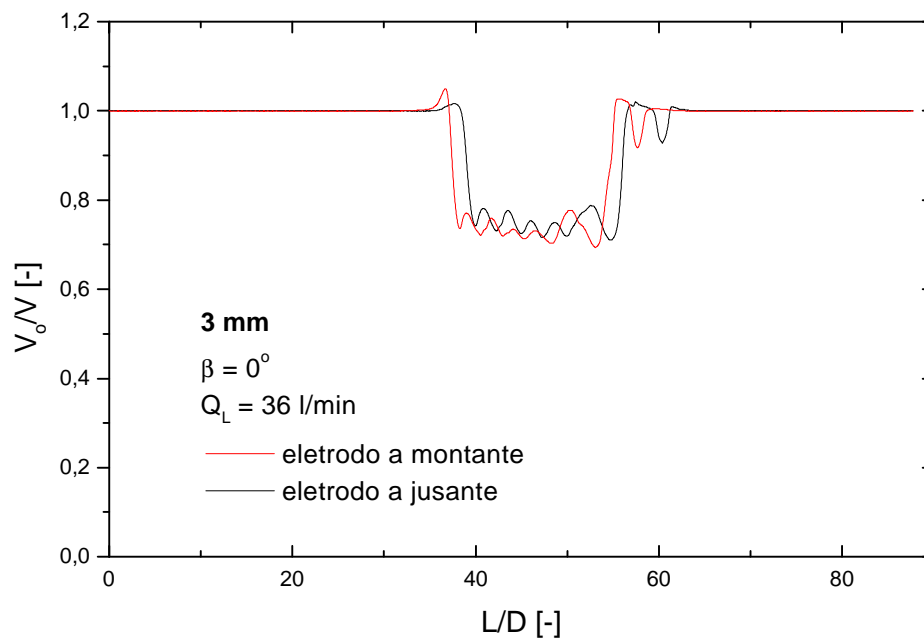


Figura 3.71 - Perfil da bolha com eletrodo de 3 mm,  $Fr_U = 1,146$  e  $\underline{b} = 0^\circ$

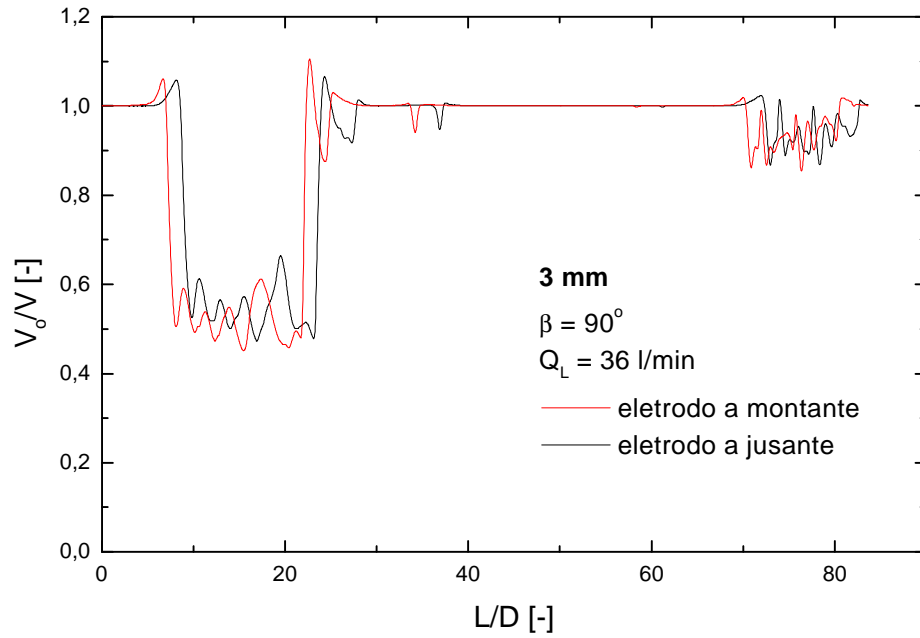


Figura 3.72 - Perfil da bolha com eletrodo de 3 mm,  $Fr_U = 1,146$  e  $\underline{b} = 0^\circ$

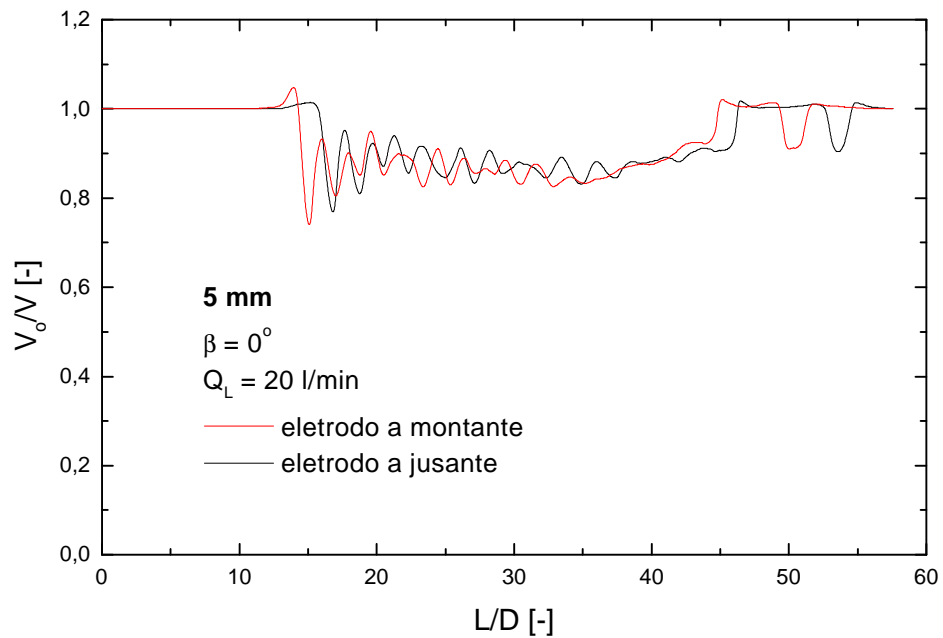


Figura 3.73 - Perfil da bolha com eletrodo de 5 mm,  $Fr_U = 0,637$  e  $\underline{b} = 0^\circ$

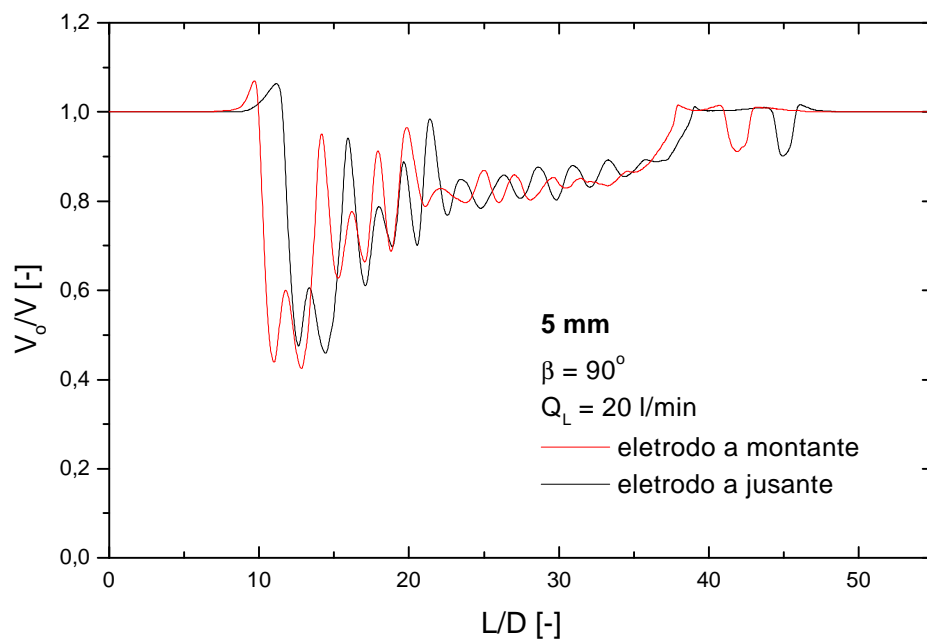


Figura 3.74 - Perfil da bolha com eletrodo de 5 mm,  $Fr_U = 0,637$  e  $\underline{\beta} = 90^\circ$

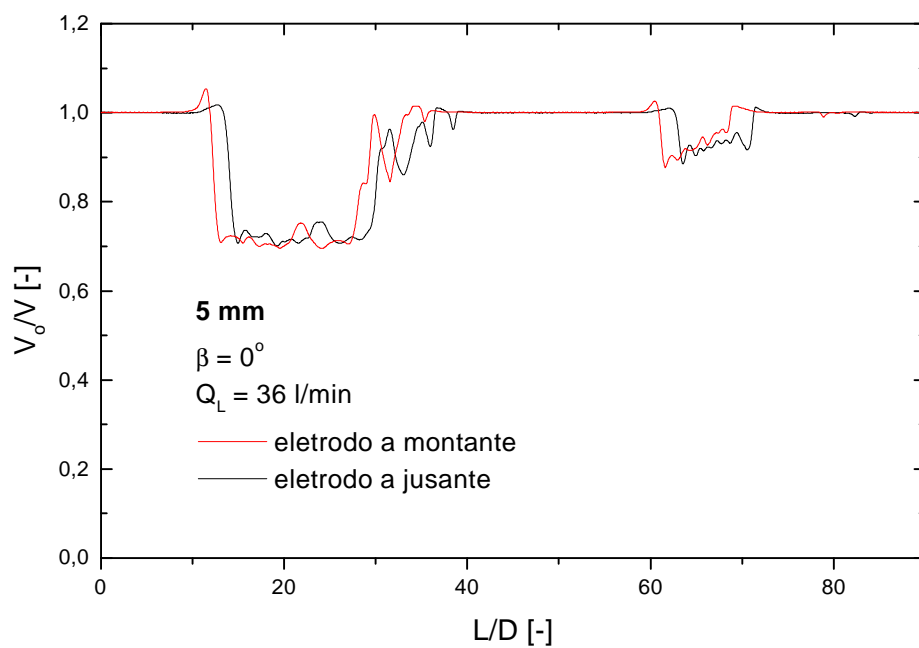


Figura 3.75 - Perfil da bolha com eletrodo de 5 mm,  $Fr_U = 1,146$  e  $\underline{\beta} = 0^\circ$

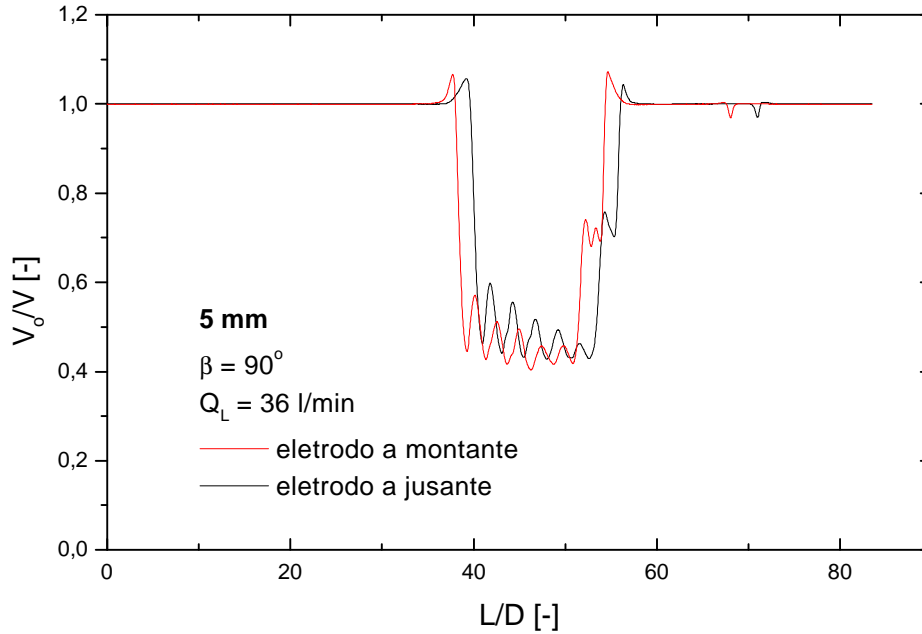


Figura 3.76 - Perfil da bolha com eletrodo de 5 mm,  $Fr_U = 1,146$  e  $\underline{\beta} = 90^\circ$

O primeiro ponto importante a ser discutido se refere à escolha do ângulo de montagem dos eletrodos  $\underline{\beta} = 0^\circ$  ou  $\underline{\beta} = 90^\circ$ . A linearidade ou não linearidade das curvas de resposta do medidor com  $\underline{\beta} = 0^\circ$  e  $\underline{\beta} = 90^\circ$ , como mostrado na Figura 3.39, tem consequências sobre os gráficos da tensão de saída  $V_o$  do medidor, isto é, a comparação duas a duas das Figuras 3.69 e 3.70, 3.71 e 3.72, 3.73 e 3.74 e 3.75 e 3.76, mostra que os sinais para  $\underline{\beta} = 0^\circ$  e  $\underline{\beta} = 90^\circ$  se apresentam diferentes, sendo que para  $\underline{\beta} = 90^\circ$  as ondas se apresentam de forma amplificada em relação à  $\underline{\beta} = 0^\circ$ , portanto, quando os eletrodos são montados verticalmente ( $\underline{\beta} = 0^\circ$ ), o sinal  $V_o$  é proporcional à espessura da camada de líquido  $h_L$ , o que pode representar uma vantagem, principalmente durante a etapa de aquisição de dados.

O segundo ponto trata da comparação duas a duas das Figuras 3.69 e 3.73, 3.70 e 3.74, 3.71 e 3.75 e 3.72 e 3.76, para eletrodos com 3 mm e 5 mm de largura. Verifica-se que, de forma geral, os sinais de  $V_o$  para ambos os casos são similares, indicando, portanto, que o desempenho do medidor não depende da largura do eletrodo sensor.

Das figuras anteriores, tanto para  $\underline{b} = 0^\circ$  e  $\underline{b} = 90^\circ$ , para eletrodo sensor com 3 mm ou 5 mm de largura, verifica-se a presença de um "salto" do sinal de  $V_0$ , que ocorre sempre logo antes do nariz das bolhas e, às vezes, na cauda. Estes saltos não representam uma realidade física, já que com  $V_0/V > 1$ , indicaria  $h_L > D$ , o que não é possível. Uma causa deste fenômeno poderia ser o chamado "*over shoot*" [Smith (1999)], relacionado à resposta do filtro de saída do circuito transdutor de capacitância, como mostrado na Figura 3.24. Neste sentido, o filtro passa-baixa do tipo Butterworth, até então utilizado, foi substituído por um Bessel que não apresenta "*over shoot*". Apesar de ser reduzido, o fenômeno permaneceu como mostrado nas figuras. Uma segunda causa para o fenômeno seria a possível distorção no campo elétrico entre os eletrodos sensor e fonte causada pela aproximação do nariz da bolha, o mesmo ocorrendo com o afastamento da cauda após a sua passagem. Este efeito pode ser estudado através de uma modelagem 3D do conjunto de eletrodos utilizando o Método dos Elementos Finitos, por exemplo, tarefa que também constitui sugestão para trabalho futuro. Finalmente, vale ressaltar que a presença de saltos na saída do transdutor de capacitância é minimizada em velocidades mais altas do escoamento, pois os sinais de mais alta frequência são "cortados" exatamente pelo filtro passa-baixa eletrônico com frequência de corte de 1kHz, como discutido no item 3.2.

### 3.4 Medidores de Descarga Bifásica

Os medidores de descarga bifásica, MDB1 e MDB2, proporcionam uma simplificação construtiva significativa da instalação para estudo do escoamento bifásico em ramificações tê, relativamente à maneira usual de determinar as descargas das fases nos ramais através de separação e medição posterior das descargas nas linhas monofásicas, como mostrado na Figura 3.77. A separação do escoamento bifásico se dá através das diferenças de densidades das fases e do efeito gravitacional. Depois de separadas, as descargas das fases são determinadas através de medidores monofásicos tradicionais instalados nas tomadas de água e ar do tanque (rotâmetros, por exemplo). A dificuldade desta técnica está no controle do nível do tanque por parte do operador através da válvula de controle instalada na tomada de água. O nível deve permanecer fixo por um tempo suficientemente grande para que a mesma descarga de água que entra no tanque através da linha bifásica passe pelos medidores de descarga, sendo que qualquer erro de

controle pode ocasionar grandes diferenças na medida de ambas as fases, principalmente na de líquido.

Neste trabalho, as descargas de líquido e gás nos ramais principal e secundário foram determinadas através de dois sistemas de medida da descarga bifásica, compostos por um medidor de fração de vazio e um venturi com medidor de pressão diferencial, chamados de "medidores de descarga bifásica" [Reimann *et al.* (1982), Abdul-Razzak *et al.* (1995) e Moura e Marvilett (1997)]. Trata-se de equipamentos compostos por outros equipamentos: conjuntos FV2 + VEN2 + DPV2 e FV3 + VEN3 + DPV3, que necessitam de uma metodologia mais elaborada de redução de dados, discutida nos itens a seguir.

A Figura 3.78 representa o desenho dos tubos de venturi (tipo Herschel) projetados de acordo com a norma ASME (1959). A razão de diâmetros  $b$  (diâmetro da garganta dividida pelo diâmetro interno do tubo), é igual a 0,50. Os tubos foram fabricados com latão em peça única e com apenas uma tomada de pressão (furo) na seção de entrada e outra na garganta do tubo.

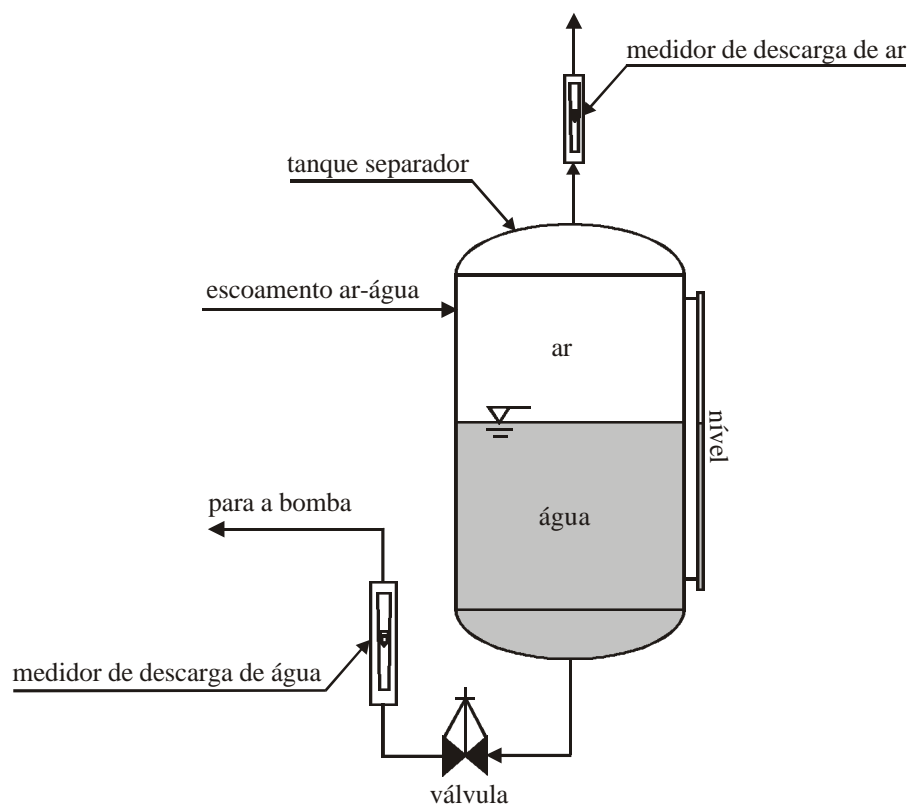
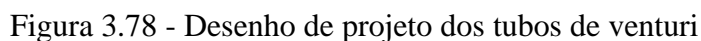


Figura 3.77 – Técnica alternativa para medida das descargas das fases nos ramais do tê

De forma geral, são medidos dois parâmetros do escoamento através do venturi: a fração de vazio na entrada e a pressão diferencial entre as tomadas de pressão instaladas na entrada e na garganta do venturi, como mostrado na Figura 3.78, que são aplicados a um modelo de equacionamento para calcular a descarga bifásica. As descargas das fases líquida e gasosa são determinadas através do título, calculado pela aplicação de correlações empíricas.





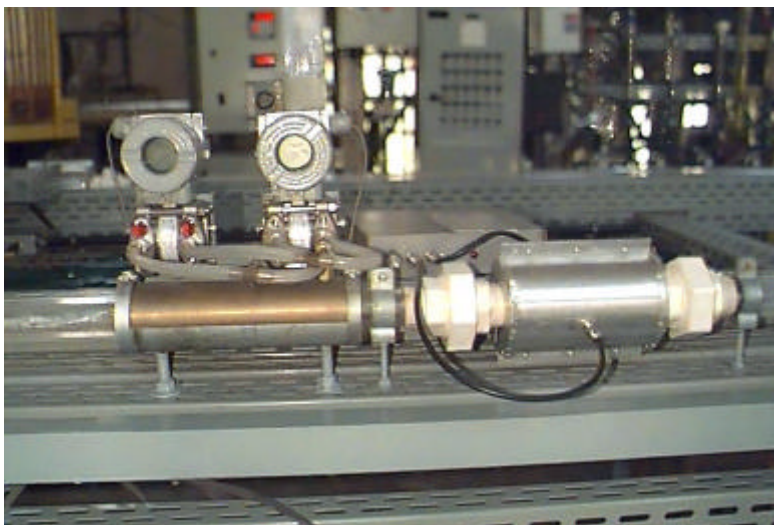


Figura 3.79 – Vista do medidor de descarga bifásica

### 3.4.1 Modelagem

Uma das formas de modelagem do escoamento gás-líquido através de tubos de venturi é pelo chamado modelo de fluxo constante da quantidade de movimento, devido a Chilsholm (1973), que estudou quedas de pressão bifásica do escoamento através de contrações abruptas da área de seção transversal.

Tomando o volume de controle de comprimento infinitesimal no interior de sistema onde ocorre um escoamento gás-líquido na direção axial  $z$ , como mostrado na Figura 3.80, onde  $u_L$  e  $u_G$  são as velocidades médias na seção transversal das fases líquida e gasosa, respectivamente. Assumindo também o seguinte conjunto de hipóteses:

- (1) o escoamento é permanente, permitindo variações temporais das variáveis em torno de uma média, que é o escopo deste trabalho;
- (2) os fluidos são isotérmicos e não ocorre transferência de massa através da interface. São desprezadas as trocas de massa entre os fluidos pois o problema será tratado numa região restrita do escoamento;
- (3) a ação das forças viscosas na(s) interface(s) gás-líquido e nas paredes são desprezíveis, pelo fato de que o escoamento será abordado numa pequena região da tubulação;

- (4) a pressão termodinâmica  $p$  é constante ao longo de cada seção transversal de área  $A$ , pois o diâmetro da tubulação é de apenas 1 1/2 polegada ou menor;
- (5) as fases são incompressíveis, com  $\rho_L = \text{constante}$  e  $\rho_G = \text{constante}$ , devido à velocidade dos escoamentos estudados ser baixa de até 10 m/s;
- (6) o fator de escorregamento  $s$  definido como a razão das velocidades médias das fases gasosa e líquida  $s = u_G/u_L$  é constante e igual em cada seção transversal. Que corresponde a uma condição intermediária entre  $s = 0$  (escoamento homogêneo) e a condição quando não ocorre qualquer interação entre as fases (escoamento em fases separadas).

Assim, tomando as hipóteses (1), (2), (3) e (4) a equação de balanço da quantidade de movimento pode ser escrita da seguinte forma:

$$pA - (p + dp)(A + dA) + \rho_L u_L^2 A_L - \rho_L (u_L + du_L)^2 A_L + \rho_G u_G^2 A_G - \rho_G (u_G + du_G)^2 A_G = 0 \quad (3.16)$$

onde  $A_L$  e  $A_G$  são as áreas ocupadas pelo líquido e pelo gás na seção transversal, que são tomadas iguais em ambas as faces do volume de controle de comprimento infinitesimal.

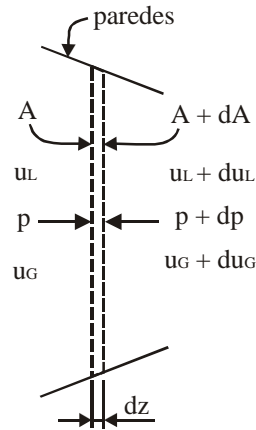


Figura 3.80 – Volume de controle infinitesimal

Simplificando a Eq.(3.16) e desprezando os termos infinitesimais de segunda ordem tem-se:

$$-dpA - \mathbf{r}_L A_L u_L du_L - \mathbf{r}_G A_G u_G du_G = 0 \quad (3.17)$$

Agora, as descargas de líquido  $M_L$  e de gás  $M_G$  são dadas por

$$M_L = (1 - x) M = \mathbf{r}_L u_L A_L \quad (3.18)$$

$$M_G = x M = \mathbf{r}_G u_G A_G \quad (3.19)$$

onde  $M$  é a descarga da mistura e

$x$  é o título, definido como a razão entre a massa de gás pela massa total da mistura.

Substituindo as Eqs. (3.18) e (3.19) na Eq.(3.17) e arrumando:

$$-dpA = xM du_G + (1 - x)M du_L \quad (3.20)$$

Dividindo por  $du_G$ :

$$-A \frac{dp}{du_G} = xM + (1 - x)M \frac{du_L}{du_G} \quad (3.21)$$

O fator de escorregamento  $s$  é igual a

$$s = \frac{du_G}{du_L} \quad (3.22)$$

Substituindo a Eq.(3.22) na Eq.(3.21) e arrumando,

$$-\frac{dp}{du_G} = \frac{M}{A} \left[ x + \frac{(1 - x)}{s} \right] \quad (3.23)$$

Considerando as seguintes identidades apresentadas por Chisholm (1983):

$$u_G = \frac{M_G}{\mathbf{a} A \mathbf{r}_G} \quad (3.24)$$

$$\mathbf{a} = \frac{x}{x + s(l-x) \frac{\mathbf{r}_G}{\mathbf{r}_L}} \quad (3.25)$$

onde  $\mathbf{a}$  é a fração de vazio, definida como o volume (ou área ocupada) do gás pelo volume (ou área) total.

Substituindo a Eq.(3.25) na Eq.(3.24) obtém-se

$$u_G = \frac{M_G}{xA} \left[ \frac{x}{\mathbf{r}_G} + \frac{s(l-x)}{\mathbf{r}_L} \right] \quad (3.26)$$

Arrumando a Eq.(3.26) e substituindo a Eq.(3.19),

$$\frac{M}{A} = u_G \left[ \frac{x}{\mathbf{r}_G} + \frac{s(l-x)}{\mathbf{r}_L} \right]^{-l} \quad (3.27)$$

Substituindo a Eq.(3.27) na Eq.(3.23) tem-se

$$-\frac{dp}{du_G} = u_G \left[ \frac{x}{\mathbf{r}_G} + \frac{s(l-x)}{\mathbf{r}_L} \right]^{-l} \left[ x + \frac{(l-x)}{s} \right] \quad (3.28)$$

Arrumando a Eq.(3.28)

$$-\frac{\left[\frac{x}{r_G} + \frac{s(l-x)}{r_L}\right]}{\left[x + \frac{(l-x)}{s}\right]} dp = u_G du_G \quad (3.29)$$

Adotando o volume de controle finito indicado na Figura 3.81 na seção cônica de entrada do venturi, assumindo válidas as hipóteses (5) e (6) e, integrando a Eq.(3.29) entre as seções transversais 1 e 2:

$$-\frac{\left[\frac{x}{r_G} + \frac{s(l-x)}{r_L}\right]}{\left[x + \frac{(l-x)}{s}\right]} Dp = \frac{l}{2} (u_{G2}^2 - u_{G1}^2) \quad (3.30)$$

onde  $Dp$  é a pressão diferencial média temporal:  $Dp = p_2 - p_1$ . Os subscritos 1 e 2 representam as seções 1 e 2, respectivamente.

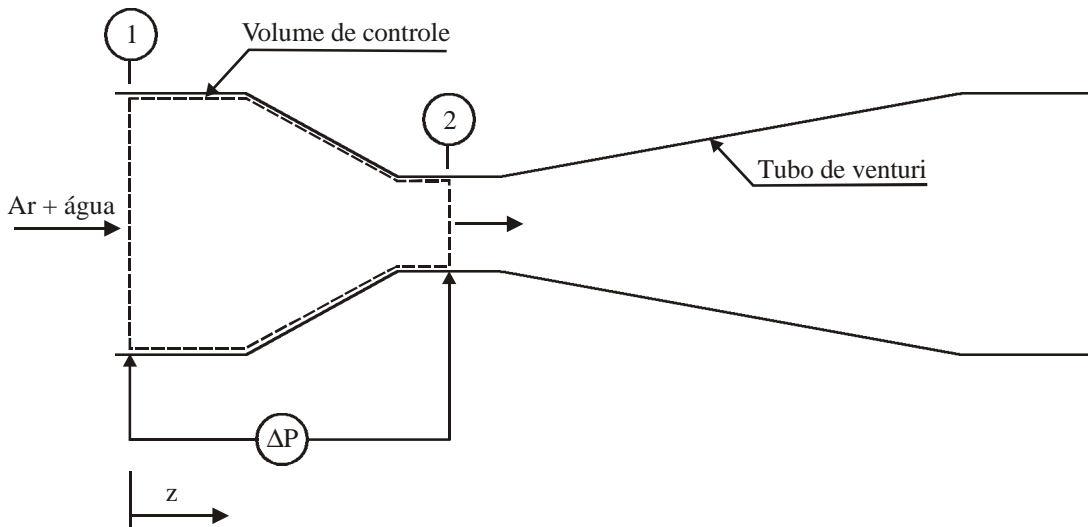


Figura 3.81 – Volume de controle no venturi

Tomando a equação de continuidade da fase gasosa entre 1 e 2:

$$M_G = \mathbf{r}_G u_{G1} A_{G1} = \mathbf{r}_G u_{G2} A_{G2} \quad (3.31)$$

Sendo que a fase gasosa é incompressível, hipótese (5), arrumando a Eq.(3.31)

$$u_{G1} = u_{G2} \frac{A_{G2}}{A_{G1}} \quad (3.32)$$

As frações de vazão em 1 e 2 em termos de razões de áreas são

$$\mathbf{a}_1 = \frac{A_{G1}}{A_1} \quad e \quad \mathbf{a}_2 = \frac{A_{G2}}{A_2} \quad (3.33)$$

Substituindo a Eq.(3.33) na Eq.(3.32)

$$u_{G1} = u_{G2} \frac{\mathbf{a}_2}{\mathbf{a}_1} \frac{A_2}{A_1} = u_{G2} \frac{\mathbf{a}_2}{\mathbf{a}_1} \mathbf{b}^2 \quad (3.34)$$

A razão das frações de vazão nas seções 1 e 2 pode ser calculada da seguinte forma,

$$\frac{\mathbf{a}_2}{\mathbf{a}_1} = \frac{A_{G2}}{A_{G1}} \frac{A_2}{A_1} = \frac{A_{G2}}{A_{G1}} \left( \frac{D}{d} \right)^2 = \frac{A_{G2}}{A_{G1}} \frac{1}{\mathbf{b}^2} \quad (3.35)$$

onde  $\mathbf{b}$  é a razão do diâmetro da garganta do venturi  $d$  pelo diâmetro da entrada  $D$ :  $\mathbf{b} = d/D$ .

Neste ponto faz-se uma sétima hipótese:

(7) as frações de vazão na seção de entrada do venturi (1) e na garganta (2) são iguais, isto é:

$$\mathbf{a}_1 = \mathbf{a}_2 \quad (3.36)$$

Sendo assim, é importante através da relação representada pela Eq.(3.25) que  $x_1 = x_2$ .

Substituindo a Eq.(3.36) na Eq.(3.34) e depois a Eq.(3.34) na Eq.(3.30) obtém-se:

$$-\frac{\left[ \frac{x}{r_G} + \frac{s(l-x)}{r_L} \right]}{\left[ x + \frac{(l-x)}{s} \right]} \mathbf{D}p = \frac{l}{2} u_{G2}^2 (l - \mathbf{b}^4) \quad (3.37)$$

Substituindo a Eq.(3.26) aplicada no ponto 2 na Eq.(3.37) obtém-se

$$-\mathbf{D}p = \frac{l}{2} \left( \frac{M}{A_2} \right)^2 \left[ x + \frac{(l-x)}{s} \right] \left[ \frac{x}{r_G} + \frac{s(l-x)}{r_L} \right] (l - \mathbf{b}^4) \quad (3.37)$$

Arrumando a Eq.(3.37),

$$-\mathbf{D}p = \frac{l}{2} \frac{M^2}{A_2^2} \frac{x}{r_G} \left[ \frac{\frac{x}{r_G} + \frac{s(l-x)}{r_L}}{\frac{x}{r_G}} \right] \left[ x + \frac{(l-x)}{s} \right] (l - \mathbf{b}^4) \quad (3.38)$$

Substituindo a Eq.(3.25) na Eq.(3.38),

$$-\mathbf{D}p = \frac{l}{2} \frac{M^2}{A_2^2} \frac{x}{r_G} \frac{l}{a} \left[ x + \frac{(l-x)}{s} \right] (l - \mathbf{b}^4) \quad (3.39)$$

Arrumando a Eq.(3.39)

$$-\Delta p = \frac{M^2}{2A_2^2} \left[ \frac{x^2}{r_G a} + \frac{x(l-x)}{a s r_G} \right] (l - \mathbf{b}^4) \quad (3.40)$$

A partir da Eq.(3.25) obtém-se

$$\frac{(1-x)}{(1-a)r_L} = \frac{x}{a s r_G} \quad (3.41)$$

Substituindo a Eq.(3.41) na Eq.(3.40),

$$-\Delta p = \frac{M^2}{2A_2^2} \left[ \frac{x^2}{a r_G} + \frac{(1-x)}{(1-a)r_L} \right] (1-b^4) \quad (3.42)$$

Arrumando a Eq.(3.42),

$$M = \frac{A_2}{\sqrt{1-b^4}} \sqrt{2(-\Delta p) \left[ \frac{x^2}{a r_G} + \frac{(1-x)^2}{(1-a)r_L} \right]^{-1}} \quad (3.43)$$

A Eq.(3.43) pode ser escrita na mesma forma tradicional para venturis no caso de escoamentos monofásicos,

$$M = K \sqrt{r_M Dp_v} \quad (3.44)$$

onde  $r_M$  é densidade ponderada da mistura bifásica;

$Dp_v$  é a pressão diferencial através do venturi;

$K$  é o coeficiente do medidor.

Comparando a Eq.(3.44) com a Eq.(3.43) verifica-se que

$$K = \frac{A_2}{\sqrt{1-b^4}} \quad (3.45)$$



$$r_M = \left[ \frac{x^2}{a r_G} + \frac{(1-x)^2}{(1-a) r_L} \right]^{-1} \quad (3.46)$$

$$Dp = Dp_v \quad (3.47)$$

O coeficiente  $K$  é constante e depende apenas das características geométricas do venturi, e a pressão diferencial  $Dp_v$  e a fração de vazio  $a$  são grandezas medidas diretamente. O modelo requer para o fechamento uma correlação do tipo  $x = f(a)$  para calcular a densidade  $r_M$ . Existem na literatura diversas correlações empíricas para a fração de vazio em função do fator de Martinelli  $X$  e daí para o título  $x$ , tais como as de Lockhart e Martinelli (1949), Baroczy (1963) e Wallis (1969). Butterworth (1973) mostrou que estas diversas correlações podem ser representadas de uma forma geral,

$$\frac{1-a}{a} = C \left( \frac{1-x}{x} \right)^p \left( \frac{r_G}{r_L} \right)^q \left( \frac{m_L}{m_G} \right)^r \quad (3.48)$$

onde  $C = 0,28$ ,  $p = 0,64$ ,  $q = 0,36$  e  $r = 0,07$  para a correlação de Lockhart e Martinelli e  $C = 1$ ,  $p = 0,74$ ,  $q = 0,65$  e  $r = 0,13$  para a correlação de Baroczy, como mostrado na Figura 3.82, e  $m/m_G$  é a razão de viscosidades dinâmicas.

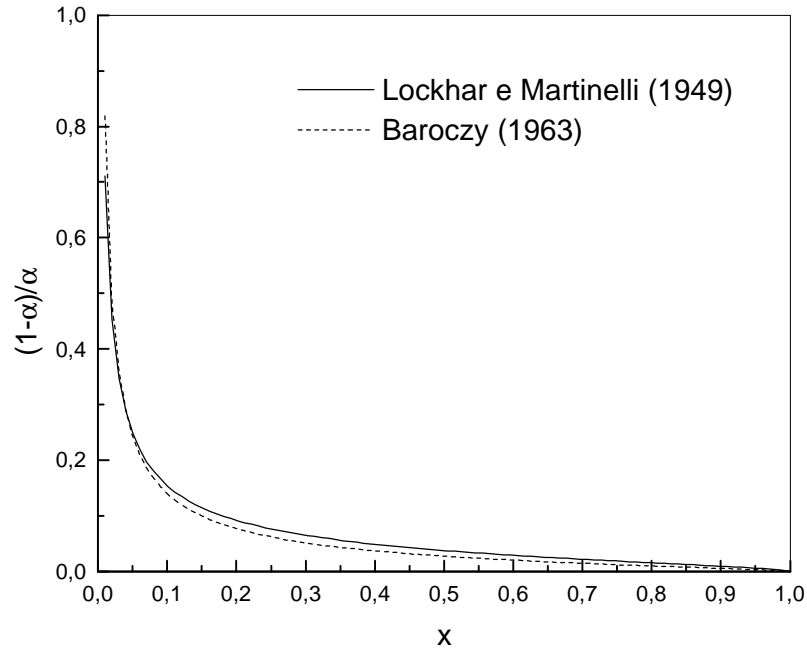


Figura 3.82 - Correlações da fração de vazão  $\alpha$  em função do título  $x$

Neste trabalho foi utilizada a correlação proposta por Chisholm (1983) para o fator de escorregamento  $s$  para escoamento gás-líquido em mudanças abruptas de seção.

$$s = \left( \frac{r_L}{r_G} \right)^{0,25} \quad \text{quando } X < 1 \quad (3.49)$$

$$s = \left[ 1 + x \left( \frac{r_L}{r_G} - 1 \right) \right]^{0,5} \quad \text{quando } X > 1 \quad (3.50)$$

onde  $X$ , o parâmetro de Lockhart-Martinelli Modificado, é dado por:

$$X = \left( \frac{Dp_{Lo}}{Dp_{Go}} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.51)$$

onde  $Dp_{Lo}$  é a pressão diferencial quando toda a mistura se comporta como líquido;

$Dp_{Go}$  é a pressão diferencial quando toda a mistura se comporta como gás.

A Eq.(3.50) para o fator de escorregamento  $s$  pode ser utilizada para correlacionar o título  $x$  em função da fração de vazio  $a$  através da Eq.(3.25) que pode ser rescrita da seguinte forma:

$$\frac{x}{1-x} = s \frac{r_G}{r_L} \frac{a}{1-a} \quad (3.52)$$

As Eq.(3.49)-(3.52) mostraram-se mais adequadas durante testes preliminares do que a Eq.(3.48).

O parâmetro de Lockhart-Martinelli Modificado pode ser calculado utilizando as Eqs.(3.18), (3.19), (3.44) e (3.51). As descargas quando a mistura se comporta como líquido e como gás, de acordo com a Eq.(3.44), podem ser escritas como

$$Dp_{Lo} = \frac{(1-x)^2 M^2}{r_L K^2} \quad (3.53)$$

$$Dp_{Go} = \frac{x^2 M^2}{r_G K^2} \quad (3.54)$$

Substituindo na Eq.(3.51),

$$X = \frac{1-x}{x} \left( \frac{r_G}{r_L} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.55)$$

#### Outros modelos do escoamento gás-líquido em tubos de venturi

Se a hipótese (6) for substituída por outra como: escoamento homogêneo com  $s = 1$ , ou escoamento em fases completamente separadas (sem interações entre as fases), as Eqs.(3.44),

(3.45) e (3.47) se apresentam da mesma forma, porém, a equação de cálculo da densidade ponderada da mistura sofre alterações, como discutido por Abdul-Razzak *et al.* (1995):

$$\mathbf{r}_M = \left[ \frac{x}{\mathbf{r}_G} + \frac{(1-x)}{\mathbf{r}_L} \right]^{-1} \quad \text{para escoamento homogêneo} \quad (3.56)$$

$$\mathbf{r}_M = \mathbf{a} \mathbf{r}_G + (1-\mathbf{a}) \mathbf{r}_L \quad \text{para escoamento em fases separadas} \quad (3.57)$$

Portanto, a diferença básica de modelagem do escoamento gás-líquido em venturis considerada neste trabalho é a equação que quantifica a densidade da mistura  $\mathbf{r}_M$ . No item 3.4.6 foi efetuada uma comparação entre três modelos aplicáveis: fluxo de quantidade de movimento constante (FM constante), homogêneo e de fases separadas.

### 3.4.2 Metodologia de cálculo da descarga bifásica

Neste item é apresentada a técnica de redução de dados para o cálculo da descarga bifásica  $M$  através das equações apresentadas anteriormente.

A Figura 3.83 mostra sinais da chamada fração de líquido, ou *holdup*, definido como a unidade menos a fração de vazio, e da pressão diferencial através do venturi, adquiridas durante 20 segundos quando o escoamento na entrada é pistonado. Tanto para os sinais de fração de vazio quanto de *holdup*, verifica-se a presença de grandes variações em decorrência da passagem de bolhas e pistões.

O primeiro passo para o cálculo da descarga bifásica é determinar as médias dos sinais de fração de vazio  $\underline{a}$  e pressão diferencial  $\mathbf{D}p_v$  do conjunto de amostras. Para tal é utilizada a técnica apresentada no Apêndice B.1.

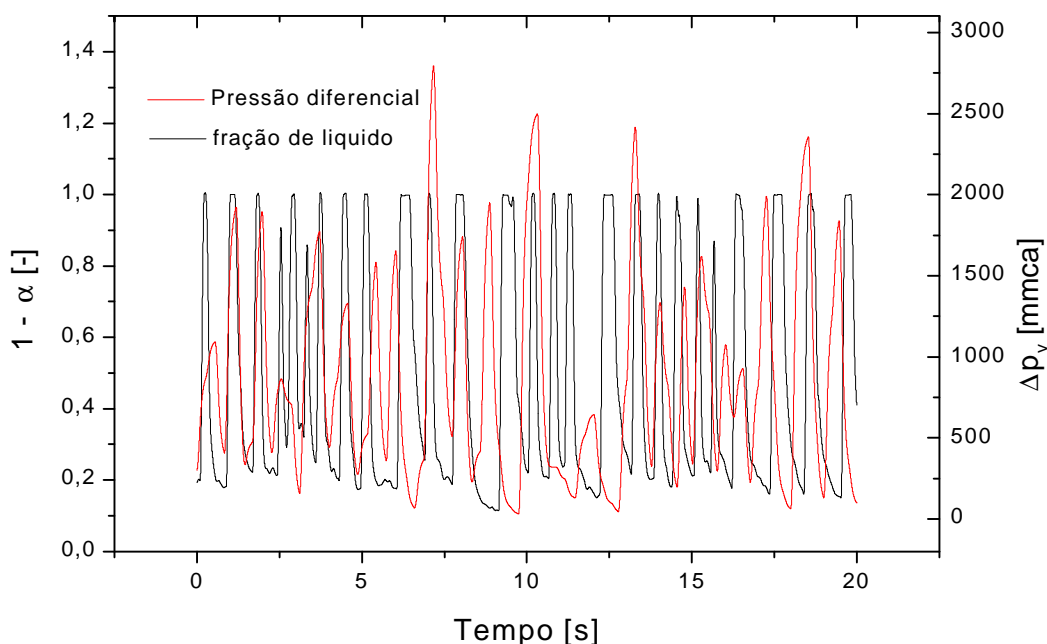


Figura 3.83 - Exemplo dos sinais de fração de líquido e de pressão diferencial através do venturi quando o escoamento é pistonado

O segundo passo é o cálculo do título  $x$  a partir do valor médio da fração de vazio  $\underline{a}$ . A equação implícita de  $x$ , representada pela Eq.(3.52), junto com as Eq.(3.49) e (3.50) é resolvida iterativamente pelo método de Newton-Raphson, utilizando como "chute inicial" o valor dado pela Eq.(3.48) para a correlação de Lockhart e Martinelli Modificado.

O terceiro passo é calcular a densidade da mistura  $\rho_M$ , dado pela Eq.(3.46), e o valor de  $K$ , dado pela Eq.(3.45). Finalmente, a descarga bifásica  $M$  é computada através da Eq.(3.44) e as descargas de líquido e de gás são determinadas através das Eq.(3.18) e (3.19), respectivamente.

### 3.4.3 Correção da descarga de gás

Uma das grandes dificuldades da técnica de utilização de tubos de venturi em escoamentos gás-líquido é que, devido à diferença substancial de densidades das fases, a descarga de gás é quase sempre subestimada em cerca de 50 até 200%, como verificado durante testes preliminares. Este fato está ligado à correlação utilizada no cálculo do título  $x$ , isto é, pequenos erros de  $x$

representam pequenos desvios no cálculo da descarga de líquido  $M_L$ , porém, grandes desvios no cálculo de  $M_G$  [Fincke *et al.* (1999)]. Portanto, para a determinação adequada de  $M_G$  existem dois caminhos: investir em uma correlação mais precisa entre  $\underline{a}$  e  $x$  para escoamento ar-água em contrações, ou desenvolver uma técnica de correção de  $M_G$  em função dos próprios parâmetros medidos. A segunda opção se mostrou mais adequada e simples e foi adotada neste trabalho. Assim sendo, a seguir é apresentada a metodologia de correção da descarga de gás desenvolvida neste trabalho.

A descarga corrigida  $M_{GC}$  é igual à descarga calculada mais uma parcela de correção  $M_G'$ , Eq.(3.58).

$$M_{GC} = M_G + M_G' \quad (3.58)$$

A Eq.(3.44) aplicada às fases líquida e gasosa separadamente e, tomando a razão das descargas  $M_{GC}/M_L$ , temos

$$\frac{M_G + M_G'}{M_L} = \frac{K_G}{K_L} \sqrt{\frac{r_G}{r_L} \frac{Dp_G}{Dp_L}} \quad (3.59)$$

Manipulando a Eq.(3.59) tem-se

$$\frac{M_G}{M_L} + \frac{M_G'}{M_L} = \frac{K_G}{K_L} \sqrt{\frac{r_G}{r_L} \frac{Dp_G}{Dp_L}} \quad (3.60)$$

O título  $x$ , calculado anteriormente, é definido como  $M_G/M$ , então a Eq.(3.60) pode ser escrita da seguinte forma

$$\frac{x}{1-x} + \frac{M_G'}{M_L} = \frac{K_G}{K_L} \sqrt{\frac{r_G}{r_L} \frac{Dp_G}{Dp_L}} \quad (3.61)$$

Logo,

$$\frac{M_G'}{M_L} = \frac{K_G}{K_L} \sqrt{\frac{\mathbf{r}_G}{\mathbf{r}_L} \frac{Dp_G}{Dp_L}} - \left( \frac{x}{1-x} \right) \quad (3.62)$$

Define-se o coeficiente de correção  $\underline{W}$  como

$$\underline{W}^{-1} = \sqrt{\frac{Dp_G}{Dp_L}} = \left[ \frac{M_G'}{M_L} + \left( \frac{x}{1-x} \right) \right] \frac{K_G}{K_L} \sqrt{\frac{\mathbf{r}_G}{\mathbf{r}_L}} \quad (3.63)$$

Logo a descarga de gás corrigida  $M_G$  é calculada em função de  $\underline{W}$  como

$$M_{GC} = M_G + \left[ \frac{K_G}{K_L} \sqrt{\frac{\mathbf{r}_G}{\mathbf{r}_L}} \underline{W}^{-1} - \left( \frac{x}{1-x} \right) \right] M_L \quad (3.64)$$

Sendo a parcela de correção da descarga de gás  $M_G'$ ,

$$M_G' = \left[ \frac{K_G}{K_L} \sqrt{\frac{\mathbf{r}_G}{\mathbf{r}_L}} \underline{W}^{-1} - \left( \frac{x}{1-x} \right) \right] M_L \quad (3.65)$$

Tomando  $K_G/K_L = 1$  as Eq.(3.63) e (3.64) tornam-se

$$\underline{W}^{-1} = \left[ \frac{M_{GC} - M_G}{M_L} + \left( \frac{x}{1-x} \right) \right] \sqrt{\frac{\mathbf{r}_L}{\mathbf{r}_G}} \quad (3.66)$$

$$M_{GC} = M_G + \left[ \underline{W}^{-1} \sqrt{\frac{\mathbf{r}_G}{\mathbf{r}_L}} - \left( \frac{x}{1-x} \right) \right] M_L \quad (3.67)$$

A variável  $\underline{W}$  foi obtida através de correlação empírica em função da razão de velocidades superficiais do escoamento gás-líquido  $u_{GS}/u_{LS}$ , Eq.(3.68), a ser determinada através de experimentação. Neste caso,  $M_{GC}$  e  $M_G$  nas Eq.(3.66) e (3.68), respectivamente, representam a

descarga real de gás determinada por outros meios (instrumentos), da mesma forma que  $M_L$  em ambas as equações.

$$\frac{u_{GS}}{u_{LS}} = \frac{Q_G}{Q_L} = \frac{M_G}{M_L} \frac{r_L}{r_G} \quad (3.68)$$

Como é descrito no item 3.4.6, para um conjunto de escoamentos com diversas velocidades superficiais das fases líquida e gasosa foi determinada uma correlação de  $W$  em função de  $u_{GS}/u_{LS}$  de forma que a descarga de gás calculada através das Eq.(3.44) e (3.19) possa ser corrigida através da Eq.(3.67).

#### 3.4.4 Correção do efeito da “inundação” sobre a fração de vazio

O chamado fenômeno de “inundação” ocorre devido à mudança de seção transversal entre o tubo e a garganta do venturi. Em velocidades superficiais mais baixas, enquanto ocorre a passagem de uma bolha alongada sobre uma camada de líquido pelo venturi, a contração da seção transversal do escoamento horizontal provoca o acúmulo do líquido ao longo do tubo a antes do venturi. Como mostrado na Figura 3.84 com o *holdup* ou a fração de líquido representada no eixo vertical da esquerda e a pressão diferencial através do venturi no eixo da direita, em milímetros de coluna de água e, no eixo das abscissas o tempo, em segundos, após a passagem dos pistões que provocam picos com platôs da fração de líquido ocorre um acúmulo de líquido na estrada do venturi até a passagem de um novo pistão.

Não havendo escoamento através do venturi o fenômeno de inundação provoca no cálculo da fração de líquido média uma superestimação e, portanto, uma subestimação da fração de vazio, o que provoca erros no cálculo da descarga bifásica, como apresentado no item 3.4.2, no sentido de superestimar a descarga bifásica e a descarga de líquido. Assim, foi desenvolvida neste trabalho uma metodologia de correção do efeito da "inundação" como apresentado a seguir.



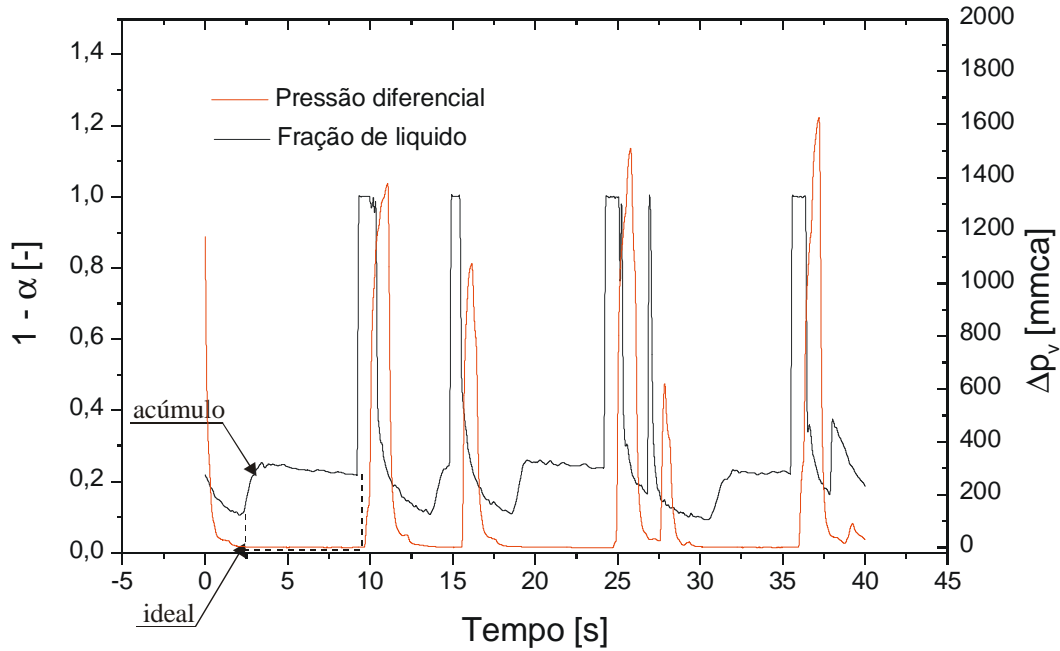


Figura 3.84 - Efeito do fenômeno de inundação sobre o sinal de *holdup*

$$u_{LS} = 0,20 \text{ m/s e } u_{GS} = 1.36 \text{ m/s}$$

O comportamento ideal da fração de líquido nas regiões do gráfico onde ocorre inundação é representado por uma linha pontilhada, isto é, não havendo escoamento através do venturi, a fração de líquido deve ser zero. Este fato pode provocar uma superestimação da descarga de gás, porém, devido à baixa densidade do gás, a descarga bifásica será praticamente inalterada e a descarga de gás será sempre corrigida como discutido no item 3.4.3.

Verifica-se na Figura 3.84 que a passagem dos pistões de líquido provoca picos junto aos sinais de fração de líquido e dos sinais de pressão diferencial de forma similar e, o sinal de pressão diferencial é o melhor indicador da presença de escoamento através do venturi, isto é, percebe-se que durante o processo de acúmulo de líquido o sinal de pressão diferencial permanece igual a zero. A idéia é corrigir o sinal de fração de líquido segundo a linha pontilhada, utilizando o próprio sinal de pressão diferencial. Para tal, os sinais de pressão e de fração de vazio devem se apresentar na mesma base de tempo, isto é, observa-se que os picos nos sinais de fração de líquido não coincidem com os picos no sinal de pressão diferencial, apesar de serem provocados pelos mesmos pistões de líquido, sendo os sinais de fração de líquido adiantados em relação aos de pressão diferencial. Isto ocorre devido ao deslocamento espacial médio de 300 mm

das placas do medidor de fração de líquido (ou fração de vazio) em relação ao venturi, como mostrado na Figura 3.85.

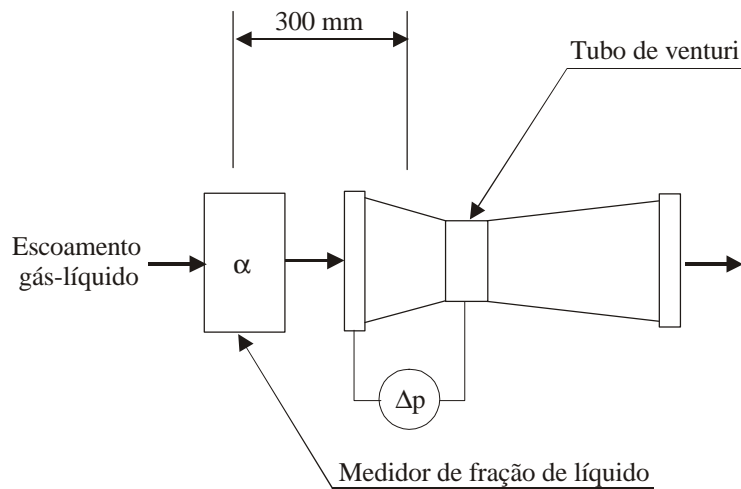


Figura 3.85 - Posição do medidor de fração de vazio em relação ao venturi

A metodologia de correção dos sinais da fração de vazio (ou de líquido) consiste em determinar o tempo médio de deslocamento entre os sinais e fazer os sinais de fração de líquido iguais a zero quando a pressão diferencial também for igual a zero. Apesar de não ser usual a correlação cruzada de sinais, apresentada no Apêndice B.3, proporcionais a grandezas diferentes, neste trabalho foi verificado que a correlação cruzada dos sinais de fração de líquido de 0 a 1 com os sinais de uma variável auxiliar, que é igual a 0 quando a pressão diferencial é igual a zero e 1 quando a pressão diferencial através do venturi é maior do que zero, resultava no tempo médio de deslocamento. Assim, deslocando o sinal da variável auxiliar para a direita através do tempo médio de deslocamento se obtém o gráfico mostrado na Figura 3.86.

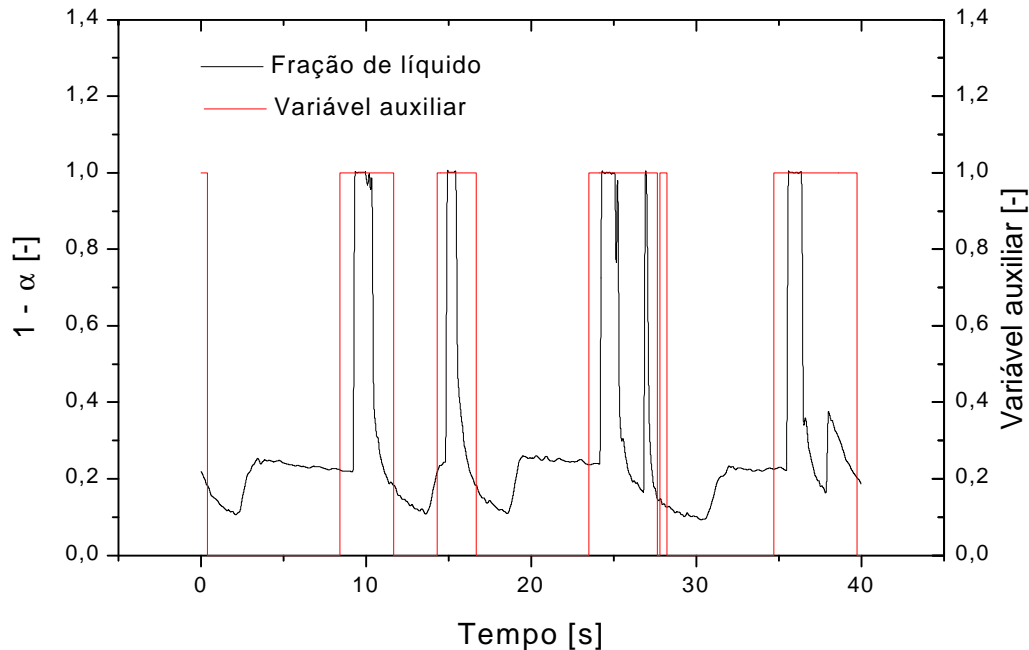


Figura 3.86 - Sinais da fração de líquido  $1 - \alpha$  e da variável auxiliar

O passo seguinte é tornar iguais a zero os sinais da fração de líquido dentro das faixas onde a variável auxiliar é igual a zero, como mostrado na Figura 3.86.

Por exemplo, este tratamento de sinais aplicado a um conjunto de amostras de 300 segundos para o mesmo escoamento indicado na Figura 3.86 com tempo médio de deslocamento calculado igual a 1,28 s, faz com que a fração de vazio média calculada seja igual a 0,819 ao invés de 0,860, com diferença de 5%. Os resultados deste procedimento são discutidos no item 3.4.5-b.

#### Programa computacional DESCBIF.FOR

Foi desenvolvido um programa computacional para tratamento de dados e cálculo da descarga bifásica através dos tubos de venturi e apresentado no Anexo A.2. A Figura 3.87 apresenta o diagrama em blocos do programa computacional DESCBIF.FOR desenvolvido em Fortran 77.

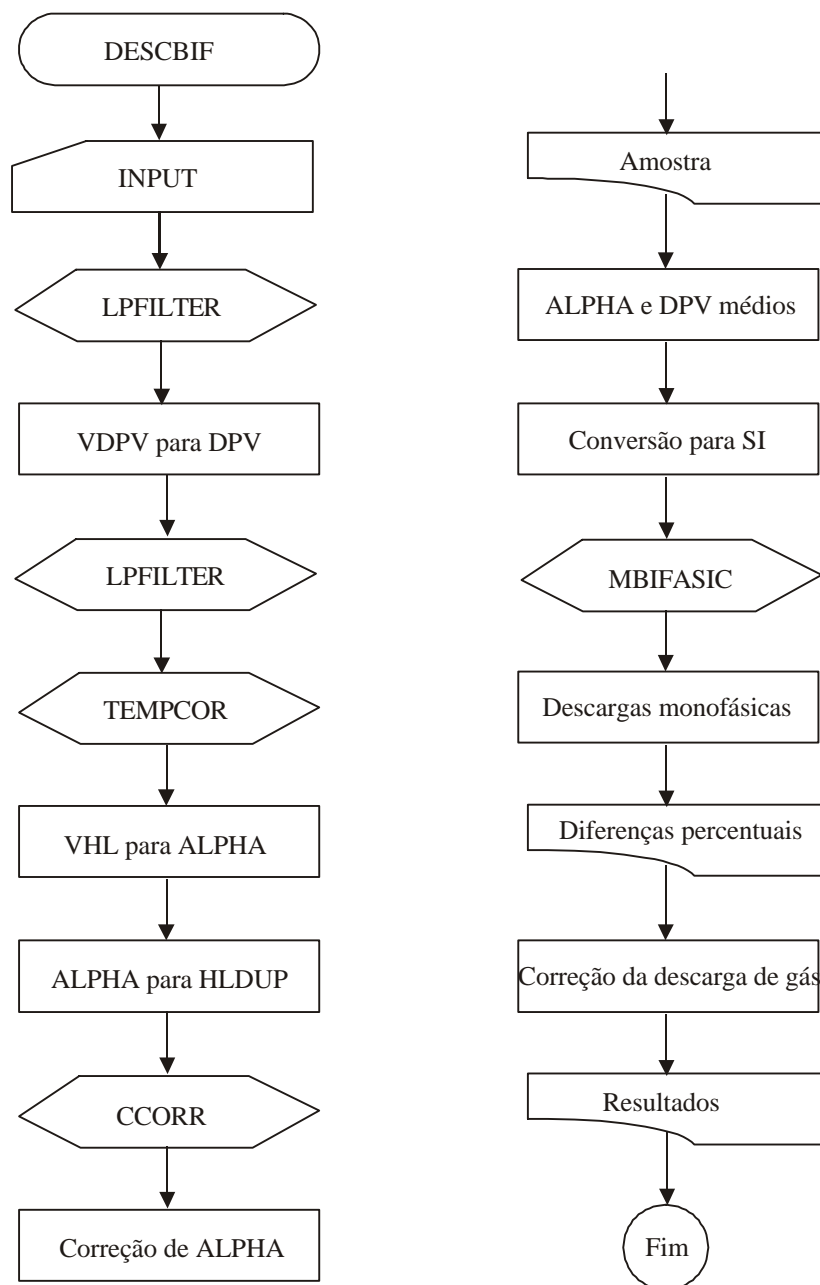


Figura 3.87 - Diagrama em blocos do programa computacional DESCBIF.FOR

Os dados gravados em um arquivo binário pelo sistema de aquisição de dados são lidos na subrotina INPUT. Os sinal de tensão proporcional à pressão diferencial através do venturi é filtrado em LPFILTER, apresentado no Apêndice B.2, e depois convertidos em sinais de pressão no bloco seguinte. Da mesma forma, os sinais proporcionais à fração de vazio são filtrados em LPFILTER, são corrigidos devido ao efeito da temperatura, como descrito no item 3.1.3,

convertidos em sinais de fração de vazio em ALPHA e depois é calculado o valor da fração de líquido ou *holdup* em HLDUP. No bloco seguinte um pequeno conjunto de amostras dos sinais é armazenado em um arquivo para posterior análise, como apresentado no item 3.4.6. Na subrotina CCORR é efetuada a correlação cruzada de HLDUP com a variável auxiliar AUX, como discutido no item 3.4.4, e determinado o tempo médio de deslocamento, apêndice B.4. Os sinais da fração de vazio são corrigidos e calculados os valores médios da fração de vazio e da pressão diferencial, como discutido item 3.4.2. Os sinais de pressão devem ser convertidos de milímetros de coluna de água para Pascal e é chamada a subrotina de cálculo da descarga bifásica MBIFASIC, que procede como apresentado no item 3.4.2. São calculadas as descargas nas linhas monofásicas e calculadas as diferenças percentuais da descarga bifásica, descarga de líquido e de gás para cada modelo. Em seguida é computado o parâmetro de correção da descarga de gás  $\underline{W}$ , como descrito no item 3.4.3, e impressos os resultados em um arquivo de saída.

### 3.4.5 Verificação do desempenho dos “medidores de descarga bifásica”

A verificação dos medidores de descarga bifásica deve preceder os testes efetivos junto à ramificação tê, quando as fases devem se dividir de forma desconhecida. Neste item são apresentados os procedimentos experimentais de verificação do desempenho dos medidores instalados nos ramais lateral e principal, MDB2 e MDB3, mostrado na Figura 2.3, e o procedimento de determinação da correlação para o coeficiente de correção da descarga de gás. Também são apresentados e analisados os resultados obtidos.

#### a. Procedimento experimental

O processo de verificação consta da comparação das descargas determinadas através dos "medidores de descarga bifásica" com a dada pela soma das descargas de ar e água medidas nas linhas monofásicas,  $M_I$ . Através da comparação das descargas foram verificados os desempenhos dos medidores e determinada uma correlação para o fator  $\underline{W}$ .

Ao escoamento foi permitido passar através de apenas um ramal, enquanto o outro permaneceu obstruído, com a válvula de controle de diafragma completamente fechada - VCR2 ou VCR3 - Figura 2.3. Portanto, a mesma quantidade das fases que escoam pelas linhas monofásicas de ar e de água deve passar pelo medidor de descarga bifásica em teste, conjunto venturi + transmissor de pressão diferencial + medidor de fração de vazio instalado em cada ramal, Figura 3.88, (medidores 2 e 3).

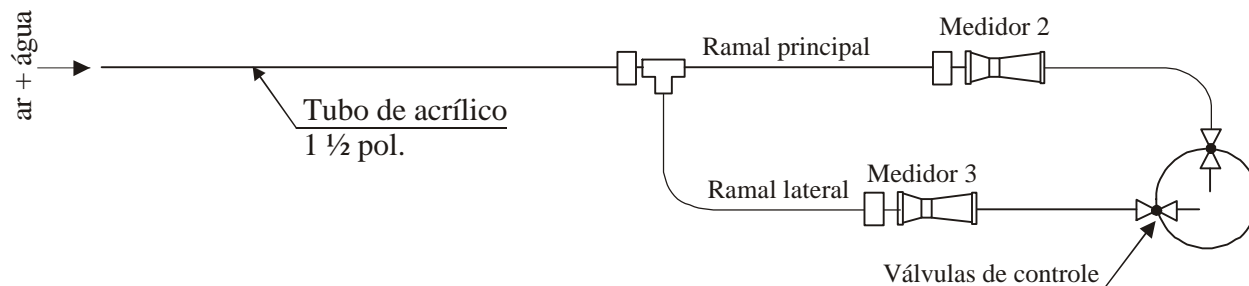


Figura 3.88 - Sistema de testes dos medidores de descarga bifásica

Os testes foram realizados para várias descargas das fases e padrões de escoamento, como mostrado na Figura 3.89 e na Tabela 3.1: pontos 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9 e 10, que são externos à região de teste, que é caracterizada por um retângulo de fundo cinza claro.

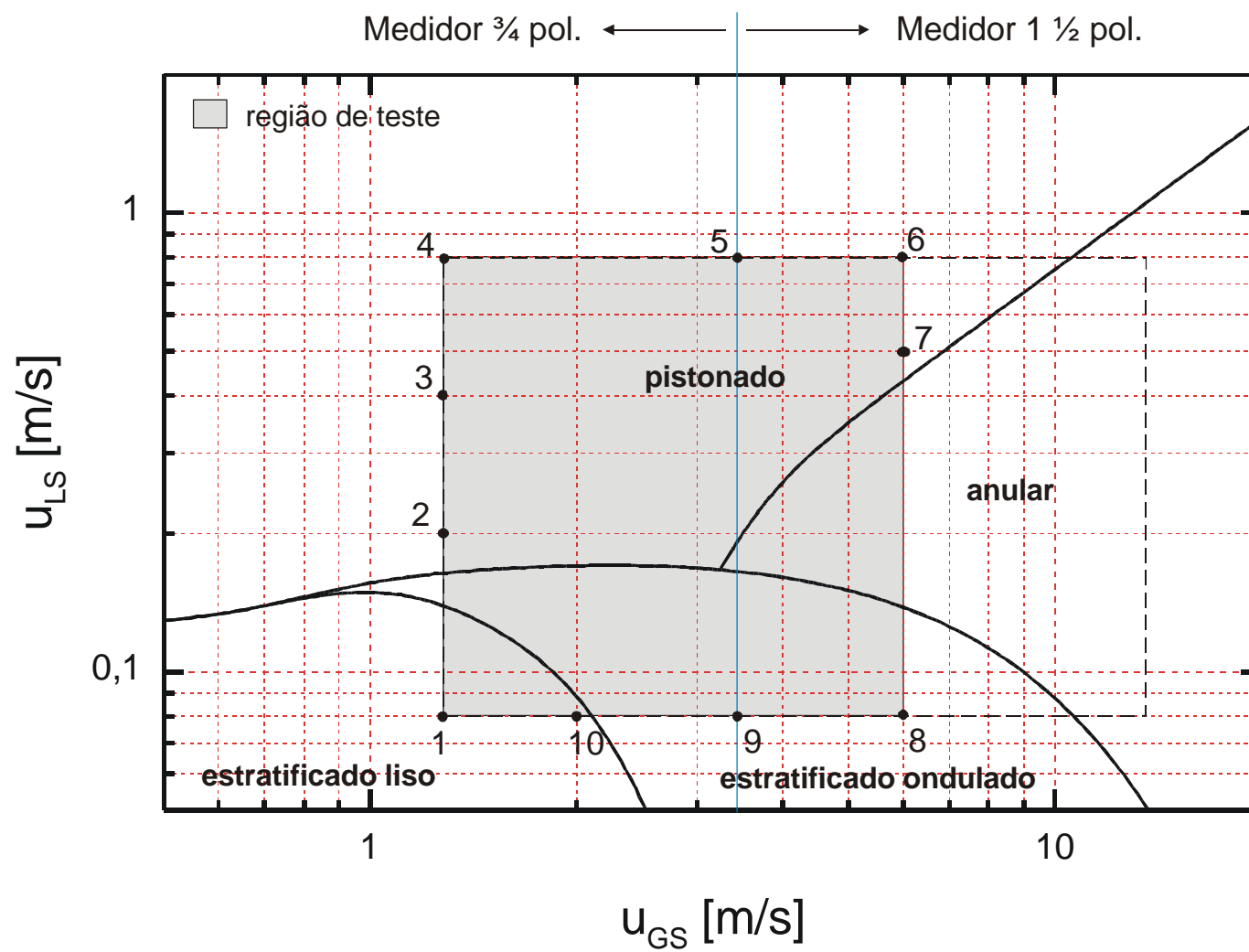


Figura 3.89 - Mapa de padrões com pontos experimentais

Tabela 3.1 - Conjunto de velocidades superficiais e vazões de teste

Ponto	$u_{LS}$ [m/s]	$u_{GS}$ [m/s]	$Q_L$ [l/min]	$Q_G$ [m <sup>3</sup> /h]
1	0,08	1,36	4,36	4,45
2	0,20	1,36	10,90	4,45
3	0,40	1,36	21,79	4,45
4	0,80	1,36	43,58	4,45
5	0,80	3,27	43,58	10,69
6	0,80	6,00	43,58	19,61
7	0,50	6,00	27,24	19,61
8	0,08	6,00	4,36	19,61
9	0,08	3,27	4,36	10,69
10	0,08	2,00	4,36	6,54

Foram medidas através do sistema de aquisição de dados as vazões de gás e de líquido,  $Q_L$  e  $Q_G$ , através de MTL, MTG1 e MTG2, mostrados na Figura 2.3, pressões manométricas do ar  $P_G$  e no ponto 1  $P_I$ , temperaturas  $T_G$  do gás,  $T_L$  do líquido e  $T_I$  no ponto 1 e os sinais do transmissor de pressão diferencial instalado entre as tomadas do venturi e do medidor de fração de vazio, DPV2 + FV2 ou DPV3 + FV3, dependendo do conjunto em teste.

Através de um programa de aquisição de dados foi ajustado o tamanho da amostra e a taxa de aquisição para que o tempo de aquisição fosse sempre igual a 300 segundos (5 minutos), com os mesmos valores apresentados na Tabela 3.2 para cada ponto.

Tabela 3.2 - Tamanho das amostras e taxas de aquisição para cada canal

Ponto	Número de amostras	Taxa de aquisição [Hz]
1	240000	800,0
2	240000	800,0
3	240000	800,0
4	240000	800,0
5	450000	1500,0
6	450000	1500,0
7	450000	1500,0
8	450000	1500,0
9	240000	800,0
10	240000	800,0



Antes que fosse definido o tempo de aquisição igual a 300 s foram realizados testes para avaliar o efeito do tempo de aquisição sobre o desempenho dos medidores de descarga bifásica. Foi escolhido o medidor do ramal principal (2) para o teste e foram adquiridas amostras de diversos tamanhos mantendo a taxa de aquisição constante, com isso os tempos de aquisição foram: 10 s, 30 s, 90 s e 180 s. A amostra de 300 s também entrou na etapa de avaliação como mostrado nas Figuras 3.108 e 3.109 do item seguinte.

## b. Análise de resultados

Neste item são analisados os resultados obtidos durante os teste de verificação do desempenho dos "medidores de descarga bifásica".

As Figuras 3.90 - 3.99 apresentam um pequeno conjunto de amostras dos sinais de fração de líquido e pressão diferencial através do venturi para cada ponto de teste indicado na Figura 3.89 para vários padrões de escoamento, obtidos com o medidor 2 (instalado no ramal principal).

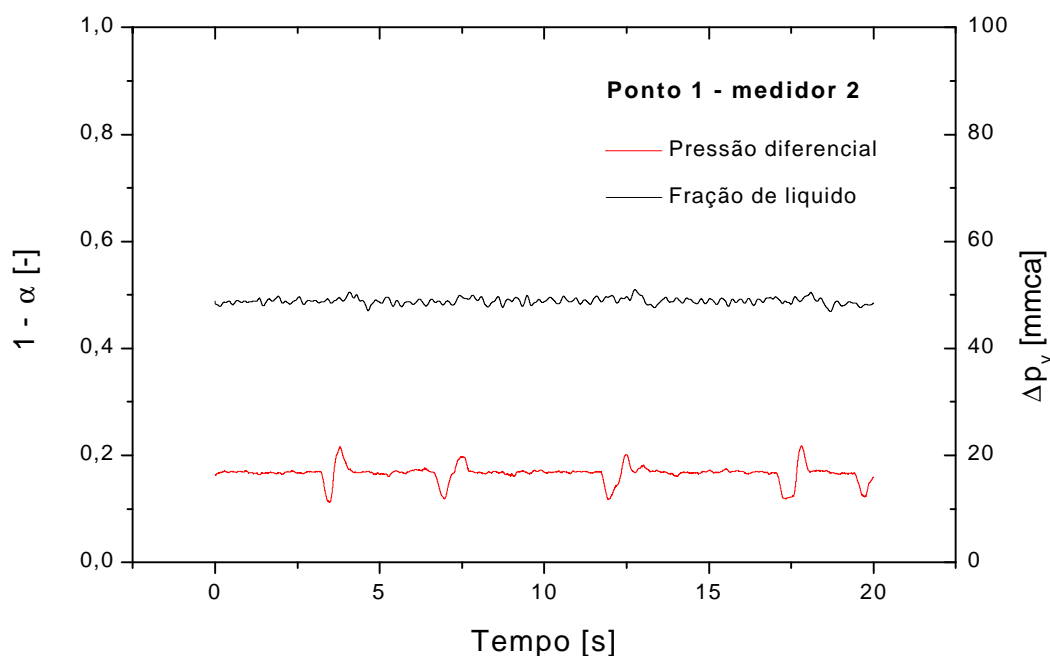


Figura 3.90 - Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi  
com  $u_{LS} = 0,08$  m/s e  $u_{GS} = 1,36$  m/s (ponto 1)

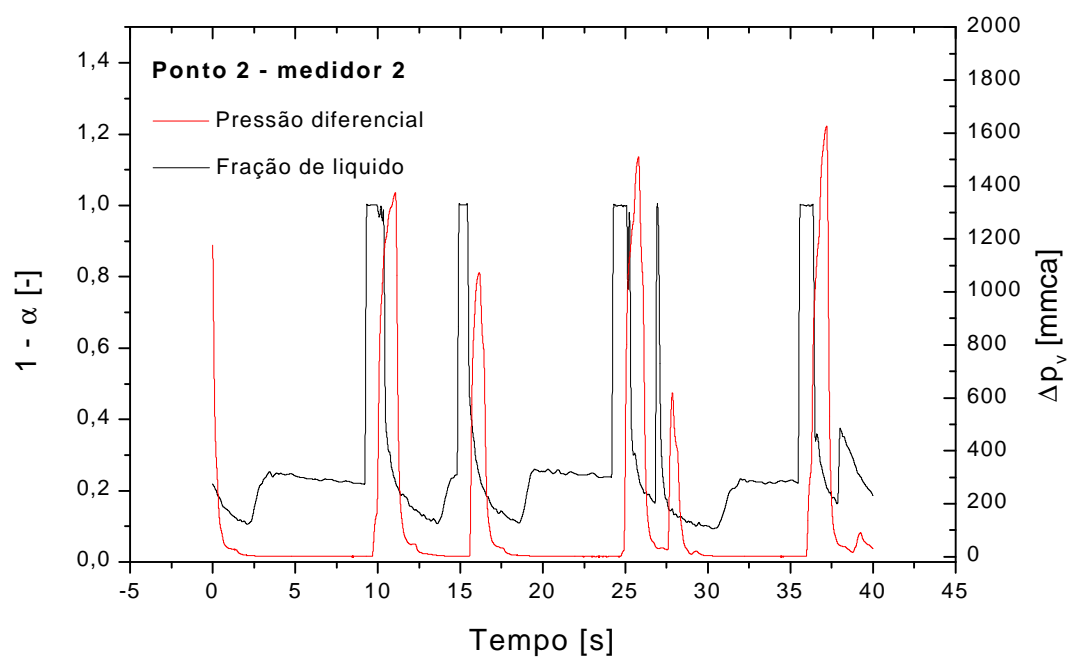


Figura 3.91 - Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com  $u_{LS} = 0,20$  m/s e  $u_{GS} = 1,36$  m/s (ponto 2)

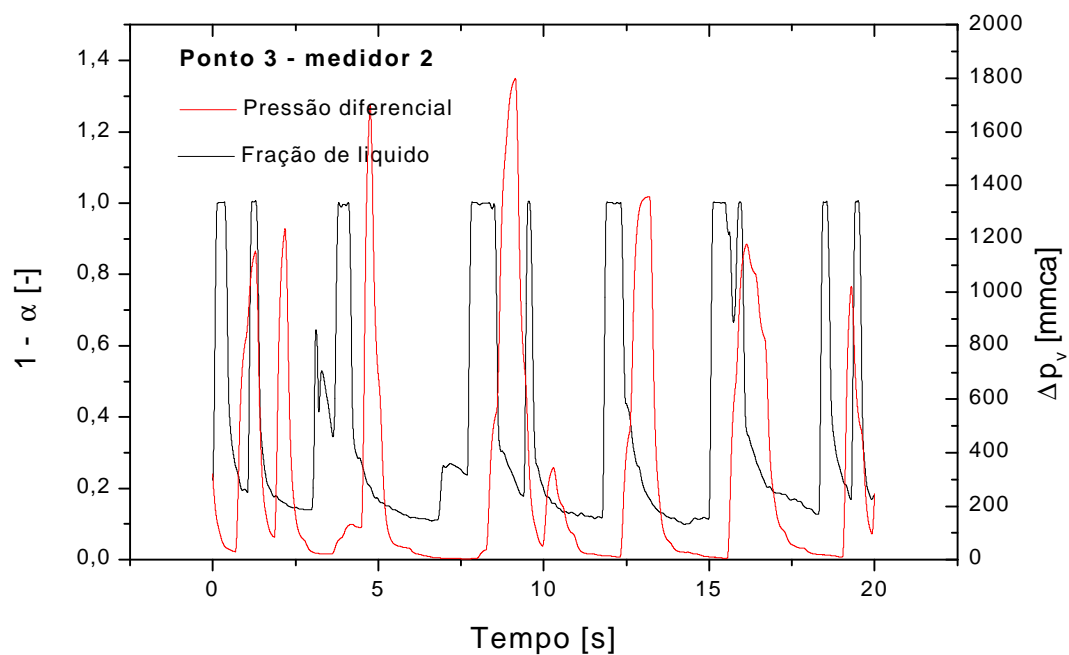


Figura 3.92 - Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com  $u_{LS} = 0,40$  m/s e  $u_{GS} = 1,36$  m/s (ponto 3)

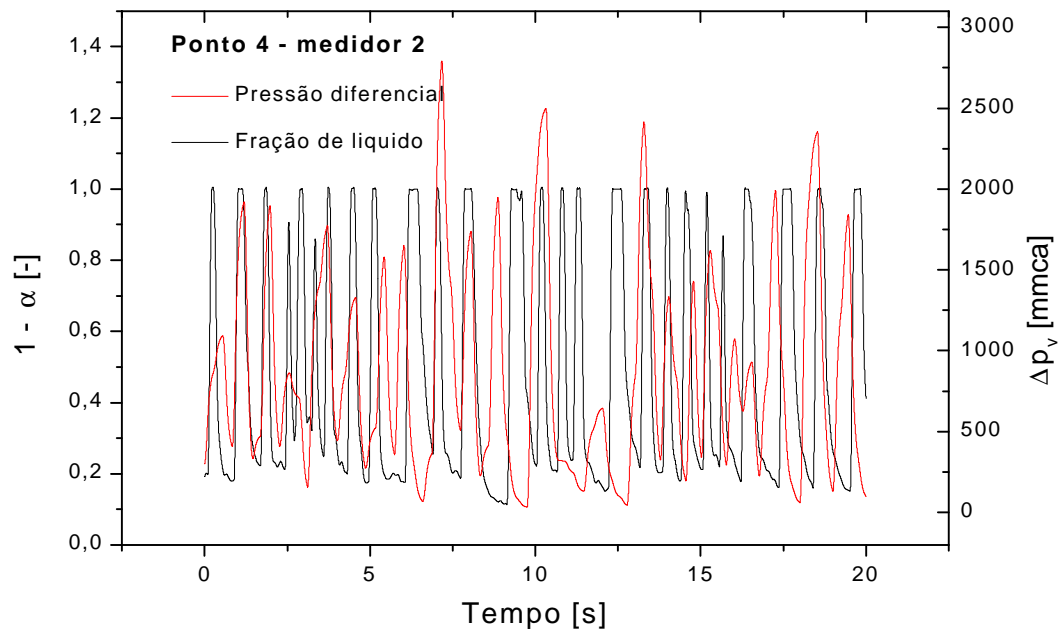


Figura 3.93 - Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com  $u_{LS} = 0,80$  m/s e  $u_{GS} = 1,36$  m/s (ponto 4)

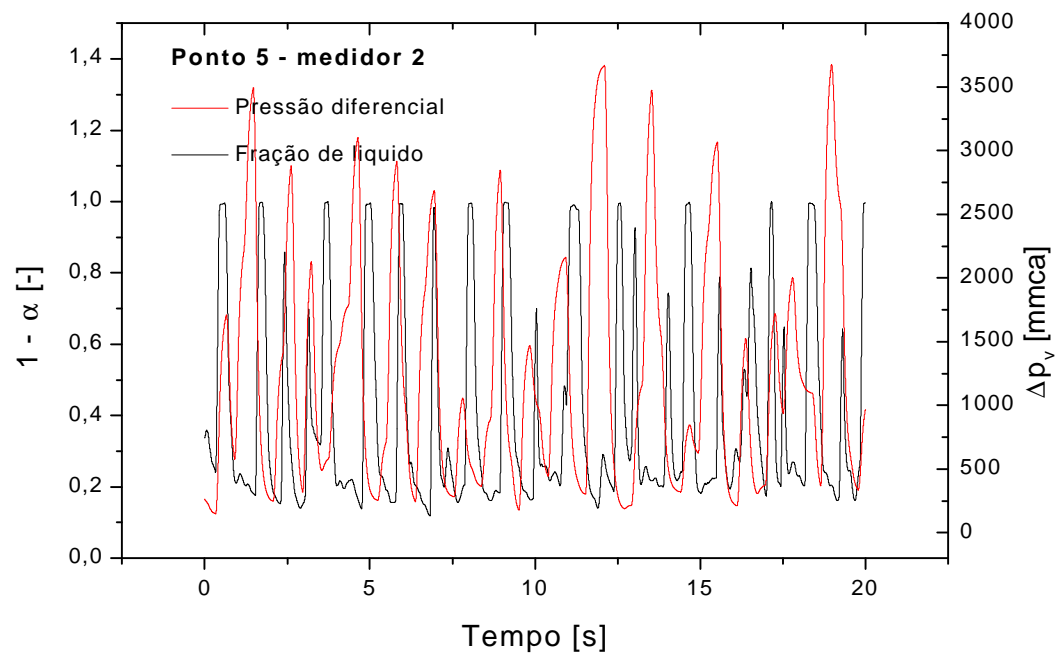


Figura 3.94 - Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com  $u_{LS} = 0,80$  m/s e  $u_{GS} = 3,27$  m/s (ponto 5)

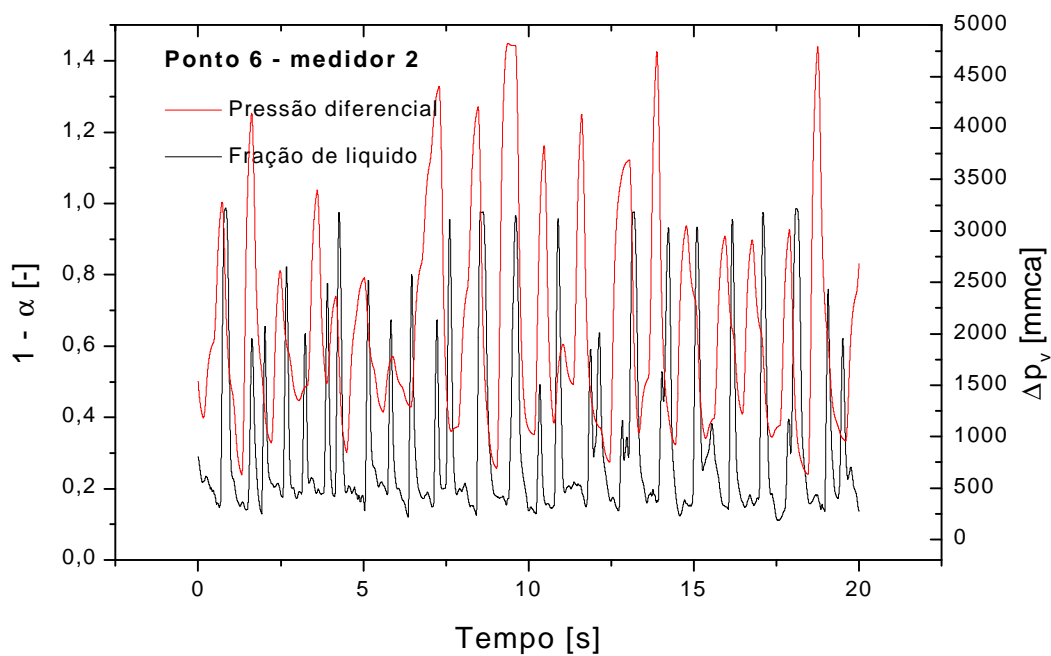


Figura 3.95 - Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com  $u_{LS} = 0,80$  m/s e  $u_{GS} = 6,0$  m/s (ponto 6)

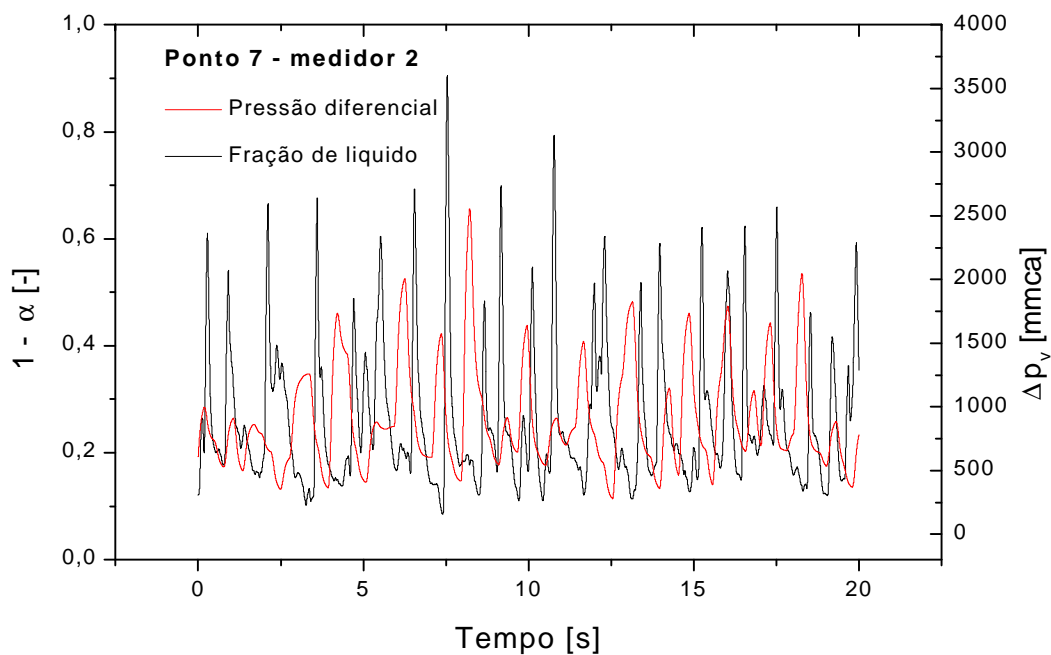


Figura 3.96 - Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com  $u_{LS} = 0,50$  m/s e  $u_{GS} = 6,0$  m/s (ponto 7)

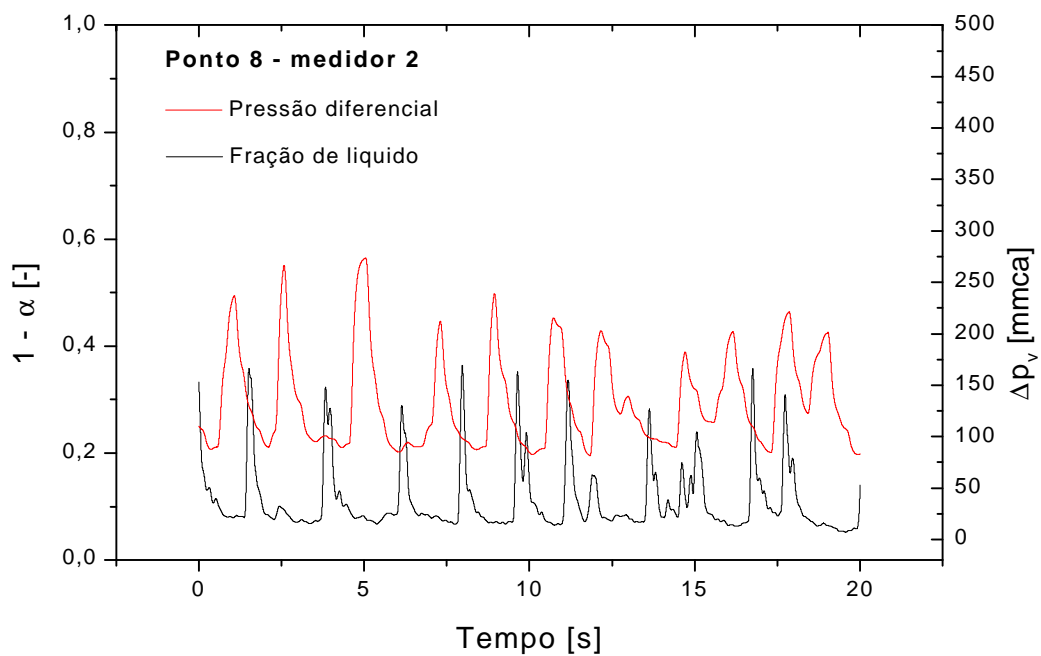


Figura 3.97 - Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com  $u_{LS} = 0,08$  m/s e  $u_{GS} = 6,0$  m/s (ponto 8)

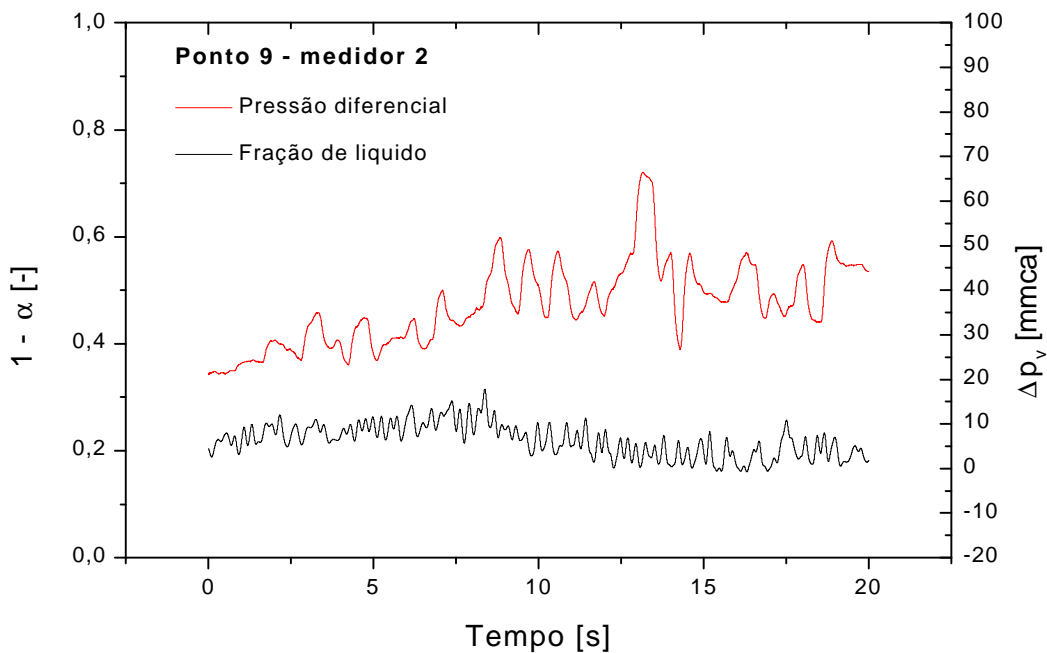


Figura 3.98 - Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com  $u_{LS} = 0,08$  m/s e  $u_{GS} = 3,27$  m/s (ponto 9)

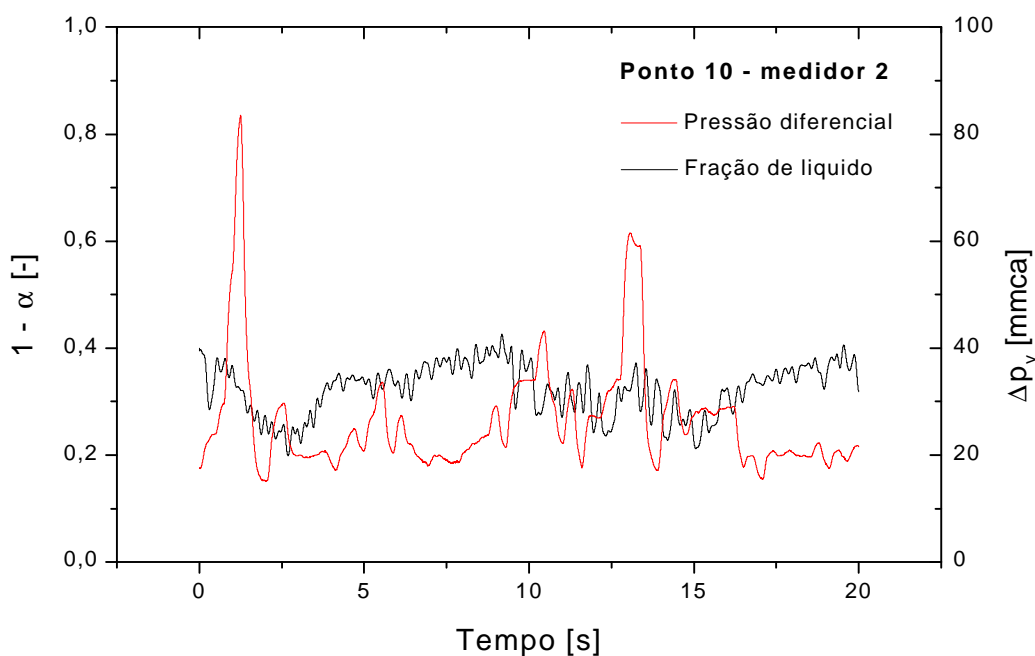


Figura 3.99 - Sinais de fração de líquido e de pressão diferencial no venturi com  $u_{LS} = 0,08$  m/s e  $u_{GS} = 2,0$  m/s (ponto 10)

A Figura 3.90 apresenta os sinais para o escoamento no ponto 2, Figura 3.89, sendo que o padrão se apresenta como estratificado liso. Este fato reflete nos sinais de fração de líquido, que permanecem praticamente em 0,48, e nos sinais de pressão, que apresentam algumas perturbações devido à formação de pequenas ondas na entrada do venturi causadas, aparentemente, pelo efeito da contração do escoamento.

A Figura 3.91 apresenta os sinais para o ponto 2 quando onde ocorre escoamento pistonado com baixas velocidades superficiais das fases. Neste caso foi visualizado o fenômeno da inundação, como discutido no item 3.4.3, e que acaba por refletir nos sinais do gráfico. O mesmo ocorreu no ponto 3, Figura 3.92, porém, como menor intensidade do que no ponto 2.

As Figuras 3.93, 3.94, 3.95 e 3.96 apresentam os gráficos dos sinais para os pontos 4, 5, 6 e 7, respectivamente, para escoamento pistonado com velocidades superficiais mais altas. Verifica-se de 4 para 5 que, com o aumento da velocidade superficial do gás, os pistões se separam com a formação de bolhas mais longas, o que, sem dúvida, representa uma redução da fração de vazio

média. Também ocorreu um aumento da pressão diferencial medida devido a um aumento da velocidade translacional dos pistões que, ao atingir a entrada do venturi, causam grandes saltos de pressão. Do ponto 5 para o ponto 6 ocorreu a formação de pistões mais aerados e, por isso, com menor massa, porém, devido ao um aumento substancial da velocidade dos pistões a inércia dos pistões torna-se ainda maior, provocando saltos ainda maiores de pressão. Do ponto 6 para o ponto 7, devido à redução da quantidade de líquido, os pistões tornam-se mais espaçados, porém, permanecem altamente aerados devido principalmente à alta velocidade do escoamento provocada pela fase gasosa.

Os pontos 8, 9 e 10 estão dentro da região do escoamento estratificado ondulado, Figuras 3.97, 3.98 e 3.99, respectivamente. Partindo do ponto 1 em direção ao ponto 8, Figura 3.89, o aumento da velocidade superficial da fase gasosa provoca o surgimento de ondas de alta frequência até o ponto 9, seguida uma queda na frequência e aumento da amplitude das ondas no ponto 8. Sempre com aumento da pressão diferencial de 1 em direção a 8 devido ao aumento da velocidade superficial do gás.

Sinais semelhantes foram obtidos para o medidor 3 (ramal lateral) com pequenas diferenças, causadas principalmente pela presença do desvio entre o ramal de entrada e o ramal lateral no tê e pela curva subsequente, Figura 3.88.

A Tabela 3.3 apresenta valores do título  $x$  e das densidades ponderadas da mistura  $\rho_M$  calculadas através dos modelos: homogêneo (MH), modelo de fases separadas (MFS) e modelo de fluxo constante da quantidade de movimento (MFQM), como descrito nos itens 3.4.1 e 3.4.2. Verifica-se uma proximidade entre os valores de  $\rho_M$  calculados através dos modelos MFS e MFQM, portanto, as descargas calculadas por ambos os modelos são próximas, como apresentado na Tabela 3.4.

Tabela 3.3 - Títulos  $x$  calculados e densidades da mistura  $r_M$  para os modelos: homogêneo (MH), fases separadas (MFS) e fluxo da quantidade de movimento constante (MFQM)

	<b>Título</b>	<b>Densidade da mistura <math>r_M</math> [kg/m<sup>3</sup>]</b>		
<b>Ponto</b>	<b><math>x</math> [-]</b>	<b>MH</b>	<b>MFS</b>	<b>MFQM</b>
1	0,00198	360,0	483,3	483,1
2	0,02282	46,68	181,8	171,0
3	0,00486	189,5	348,2	347,0
4	0,00204	366,9	488,1	487,9
5	0,00372	258,6	405,8	405,1
6	0,00836	156,3	317,4	315,0
7	0,01164	101,1	259,2	255,0
8	0,04661	23,19	111,2	95,63
9	0,01936	54,58	195,5	186,7
10	0,00574	162,6	323,9	322,3

A Tabela 3.4 apresenta os valores das descargas bifásicas  $M$  calculadas através de cada modelo e comparados com os valores da soma das descargas nas linhas monofásicas  $M_{mon}$  nos gráficos da Figuras 3.100, 3.101 e 3.102. Em cada gráfico são apresentados os pontos de acordo com a Tabela 3.4, a reta de  $M = M_{mon}$  (preto) e a reta de ajuste entre os pontos (vermelho) com a equação do tipo  $ax + b$ . Através da comparação dos coeficientes das retas comprova-se o desempenho similar dos modelos de fases separadas (MFS) e de fluxo da quantidade de movimento constante (MFQM).



Tabela 3.4 - Descargas bifásicas: soma das descargas nas linhas monofásicas ( $M_{mon}$ ), dos modelos: homogêneo (MH), fases separadas (MFS) e fluxo da quantidade de movimento constante (MFQM)

	Descargas bifásicas - $M$ [kg/h]			
Ponto	$M_{mon}$	MH	MFS	MFQM
1	268,78	291,21	337,40	337,31
2	664,63	312,96	617,54	598,89
3	1343,2	949,68	1287,6	1285,4
4	2589,5	2169,0	2501,8	2501,1
5	2603,6	2128,5	2666,2	2663,9
6	2580,3	2108,3	3004,2	2992,8
7	1657,8	1177,5	1885,7	1870,1
8	289,00	207,20	453,66	420,72
9	274,74	189,65	358,98	350,72
10	270,01	259,64	366,47	322,31

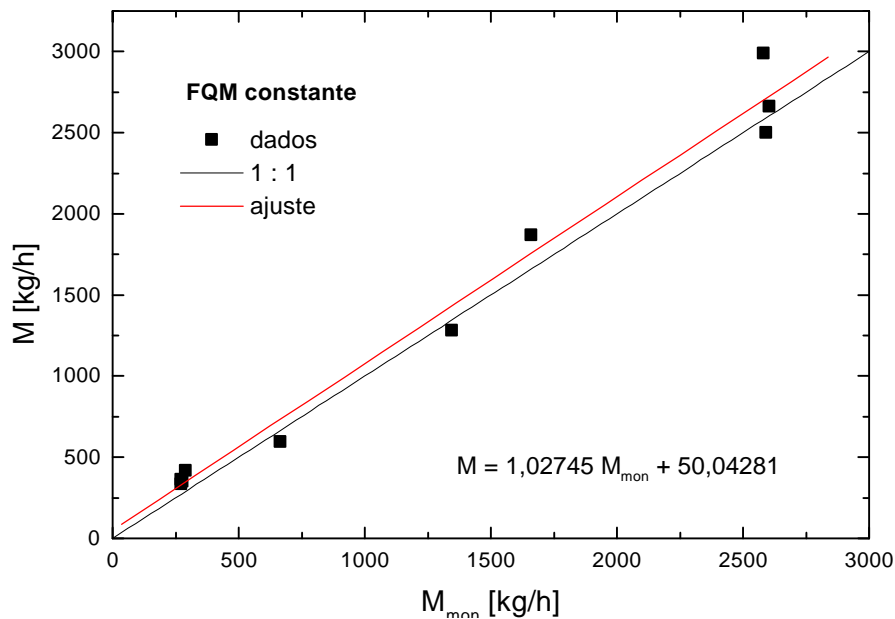


Figura 3.100 - Comparação entre a soma das descargas nas linhas monofásicas  $M_{mon}$  e calculadas através do modelo MFQM

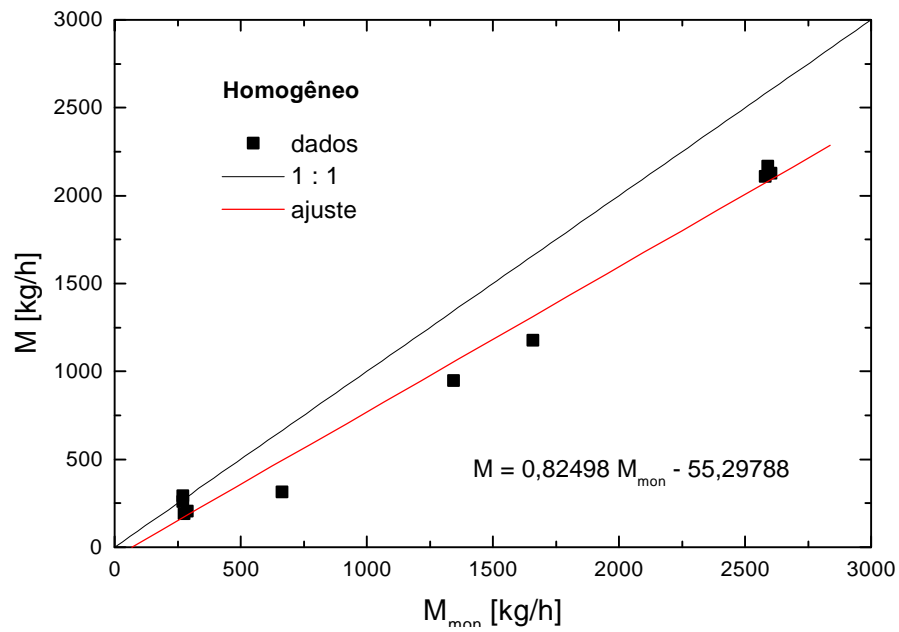


Figura 3.101 - Comparação entre a soma das descargas nas linhas monofásicas  $M_{mon}$  e calculadas através do modelo MH

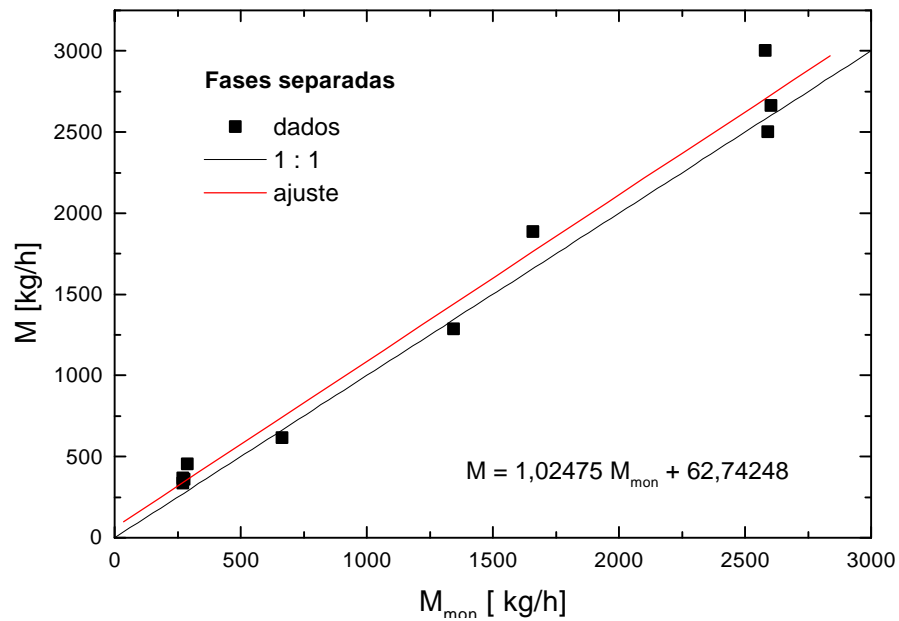


Figura 3.102 - Comparação entre a soma das descargas nas linhas monofásicas  $M_{mon}$  e calculadas através do modelo MFS

A proximidade dos resultados para MFS e MFQM é inesperada. Era esperado que o MFS tivesse melhor desempenho para os escoamentos dos pontos 1, 8, 9 e 10, em fases separadas, do que nos pontos 2 a 7, sob escoamento pistonado. O inverso ocorreu para o MH, com melhor desempenho nos pontos sob escoamento em fases separadas do que para os sob escoamento pistonado. Porém, vale ressaltar que devido à contração do escoamento entre a entrada e a garganta do venturi ocorrem interações entre as fases que são desconsideradas nos modelos.

De forma a determinar o modelo de melhor desempenho foi definido um conjunto de parâmetros estatísticos para auxiliar na comparação dos desempenhos dos três modelos estudados. O desvio percentual de cada ponto  $e_i$  é definido na Eq.(3.69) com valores apresentados na Tabela 3.5 para cada ponto da Tabela 3.4 e para cada modelo.

$$e_i = \frac{(M - M_{mon})_i}{(M_{mon})_i} \times 100 \quad (3.69)$$

Tabela 3.5 - Desvios das descargas bifásicas  $e_i$  para cada modelo: homogêneo (MH), fases separadas (MFS) e fluxo da quantidade de movimento constante (MFQM)

<b>Ponto</b>	<b>Desvios <math>e_i</math> [-]</b>		
<b><math>i</math></b>	<b>MH</b>	<b>MFS</b>	<b>MFQM</b>
1	8,34	25,5	25,5
2	-52,9	-7,08	-9,89
3	-29,3	-4,14	-4,31
4	-16,2	-3,39	-3,41
5	-18,2	2,40	2,31
6	-18,3	16,4	16,0
7	-29,0	13,7	12,8
8	-28,3	57,0	45,6
9	-31,0	30,7	27,6
10	-3,87	35,7	35,3

Para que seja possível a comparação dos desempenhos dos modelos são definidos outros dois parâmetros: o desvio médio aritmético  $\underline{e}_M$ , Eq.(3.70), e o desvio médio geométrico, Eq.(3.71). O parâmetro  $\underline{e}_M$  reflete a tendência das descargas bifásicas calculadas pelo modelo  $M$  em relação às descargas "verdadeiras"  $M_{mon}$ , enquanto que o parâmetro  $\underline{e}_G$  reflete o grau de dispersão das descargas calculadas.

$$\underline{e}_M = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \underline{e}_i \quad (3.70)$$

$$\underline{e}_G = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (\underline{e}_i)^2} \quad (3.71)$$

onde  $N$  é o número de pontos de teste.

A Tabela 3.6 apresenta os valores de  $\underline{e}_M$  e  $\underline{e}_G$  tomando todos os pontos de teste da Tabela 3.4 ( $N=10$ ). Verifica-se que MFQM apresenta o melhor desempenho com  $\underline{e}_M = 14,8$  e  $\underline{e}_G = 23,0$ , porém, um desempenho inferior a 10 %, que foi julgado inadequado para o estudo da distribuição das fases no tê.

Tabela 3.6 - Média aritmética e média geométrica dos desvios  $\underline{e}_M$  e  $\underline{e}_G$  considerando todos os pontos  $N = 10$

Desvios	MH	MFS	MFQM
$\underline{e}_M[-]$	-21,9	16,7	14,8
$\underline{e}_G[-]$	27,0	25,8	23,0

Uma maior atenção aos valores da Tabela 3.5 revela que o maior peso sobre os desvios da Tabela 3.6 é devido aos pontos 1, 8, 9 e 10, quando o padrão de escoamento é estratificado. Sendo que neste trabalho o interesse envolve o estudo do padrão pistonado, refazendo os cálculos de  $\underline{e}_M$  e  $\underline{e}_G$  desconsiderando os pontos sob escoamento em fases separadas, são obtidos os valores apresentados na Tabela 3.7 com  $N = 6$ , pontos 2, 3, 4, 5, 6 e 7 da Figura 3.89.

Tabela 3.7 - Média aritmética e média geométrica dos desvios

$\underline{e}_M$  e  $\underline{e}_G$  considerando os pontos de escoamento pistonado  $N = 6$

Desvios	MH	MFS	MFQM
$\underline{e}_M[-]$	-27,3	2,98	2,25
$\underline{e}_G[-]$	30,1	9,50	9,60

Os valores de  $\underline{e}_M$  e  $\underline{e}_G$  da Tabela 3.7 indicam novamente um desempenho similar de MFS e MFQM. Portanto, para os testes no tê foi adotado MFQM devido aos resultados obtidos e também devido a recomendações de outros autores [Abdul-Razzak *et al.* (1995a) e Reimann *et al.* (1982)].

Outro fato importante é que nos ponto 6 e 7 durante a etapa de aquisição de dados ocorreram picos da pressão diferencial através do venturi  $\underline{D}p_{2F}$  que atingiram e, às vezes, ultrapassaram o fundo de escala o medidor *SMAR* e, um segundo fato a ser considerado é a velocidade do escoamento, que pode ter superado a velocidade de resposta do transmissor de pressão, Figuras 3.95 e 3.96. O terceiro fato se refere à qualidade de predição do modelo na faixa de mais altas velocidades superficiais, o que é um tema para um trabalho futuro.

Após ser definido o modelo a ser utilizado, foram calculados os valores do coeficiente de correção da descarga de gás  $\underline{W}$  para os medidores 2 e 3, como descrito no item 3.4.3. A Tabela 3.8 apresenta os valores de  $\underline{W}$  para o medidor 2 com os pontos indicados na Figura 3.103.

Na Figura 3.103 é apresentada a curva de regressão linear para  $\underline{W}$  na forma exponencial em função da razão de velocidades superficiais  $u_{GS}/u_{LS}$ . É observada uma boa concordância com coeficiente de regressão [Figliola e Beasley (2000)] igual  $r = 0,998$ . Este fato representa, sem dúvida, que a variável  $\underline{W}$  pode ser representada em função de  $u_{GS}/u_{LS}$  pela equação de regressão Eq.(3.72)

$$\underline{W} = 25,97003 \left( \frac{u_{GS}}{u_{LS}} \right)^{-0,99836} \quad (3.72)$$

Tabela 3.8 - Valores do coeficiente de correção da  
descarga de gás  $\underline{W}$  calculados para o medidor 2

Ponto	$u_{GS}/u_{LS}$	$\underline{W}[-]$
1	17,04	1,709
2	6,806	3,818
3	3,332	7,974
4	1,725	15,05
5	4,058	6,400
6	7,720	2,948
7	11,95	2,121
8	74,02	0,5322
9	40,30	0,8140
10	25,50	1,204

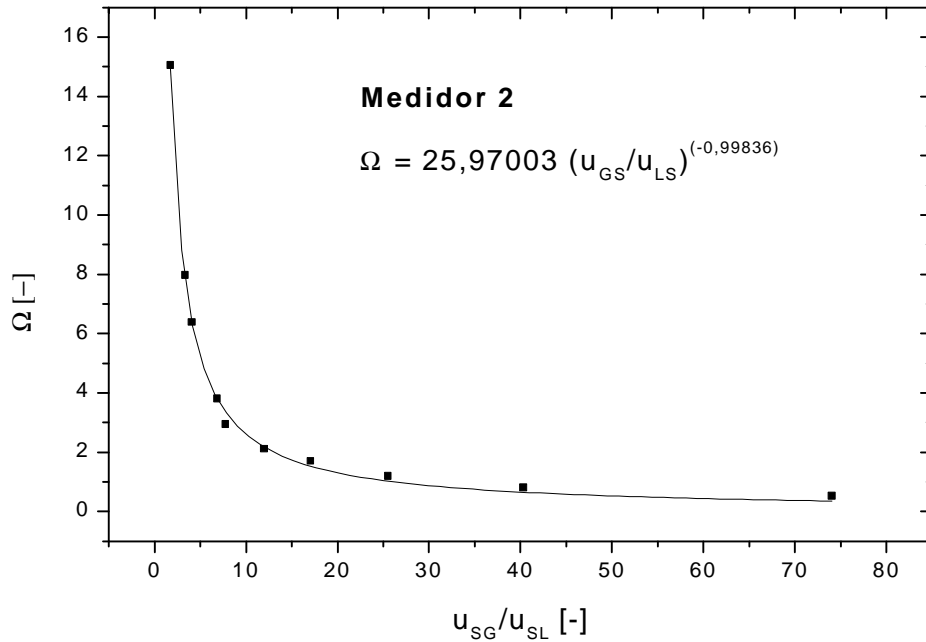


Figura 3.103 - Correlação do coeficiente de correção da descarga de  
gás  $\underline{W}$  para o medidor 2

Tabela 3.9 - Valores do coeficiente de correção da descarga de gás  $\underline{W}$  calculados para o medidor 3

Ponto	$u_{GS}/u_{LS}$	$\underline{W}[-]$
1	17,09	1,758
2	6,806	4,133
3	3,339	8,111
4	1,726	15,23
5	4,062	6,134
6	7,765	2,904
7	11,95	2,107
8	74,68	0,5244
9	39,46	0,7705
10	25,17	1,184

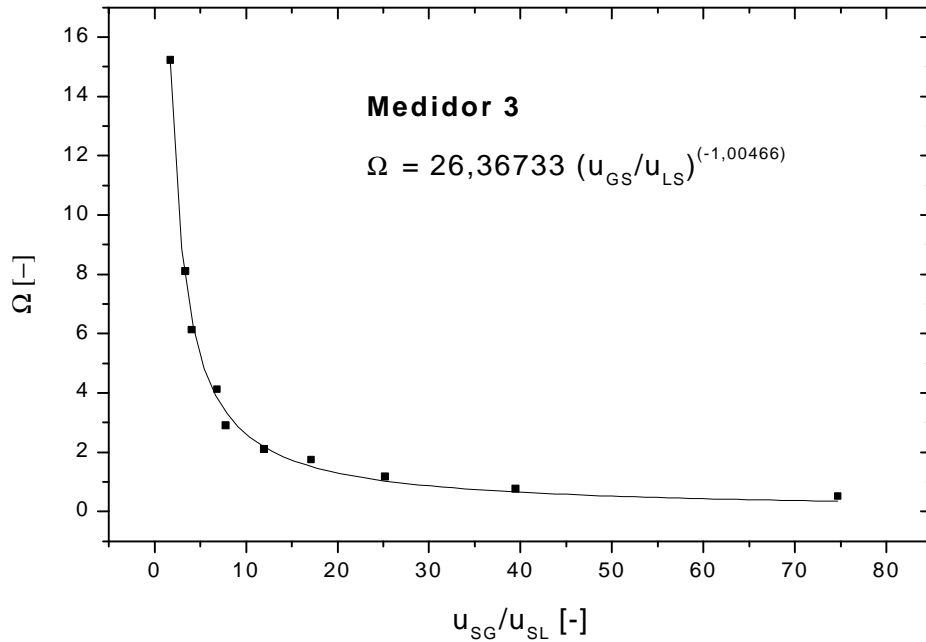


Figura 3.104 - Correlação do coeficiente de correção da descarga de gás  $\underline{W}$  para o medidor 3

Da mesma forma que para o medidor 2, a Tabela 3.9 e a Figura 3.104 apresentam os valores de  $\underline{W}$  na forma exponencial em função da razão de velocidades superficiais  $u_{GS}/u_{LS}$  para o medidor 3 com,

$$\underline{W} = 26,36733 \left( \frac{u_{GS}}{u_{LS}} \right)^{-1,00466} \quad (3.73)$$

A Figura 3.105 apresenta os gráficos das funções representadas pelas Eq.(3.72) para o medidor 2 e Eq.(3.73) para o medidor 3. A comparação das curvas revela que ambas são muito similares, portanto, a correção da descarga de gás pode ser feita como o auxílio de uma das equações, sem maiores problemas e, neste sentido, a Eq.(3.73) foi utilizada para ambos os medidores, 2 e 3. As diferenças entre os gráficos da Figura 3.105 podem estar associadas à presença da curva próximo da entrada do venturi no ramal lateral, como mostrado na Figura 3.88.

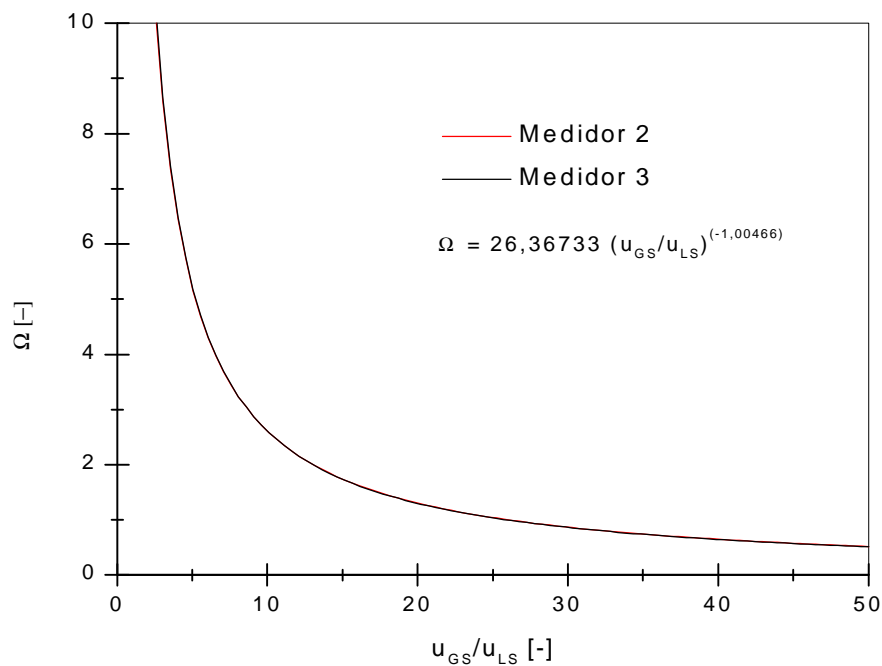


Figura 3.105 - Comparação das correlações  $\underline{W}$  versus  $u_{GS}/u_{LS}$  dos medidores 2 e 3



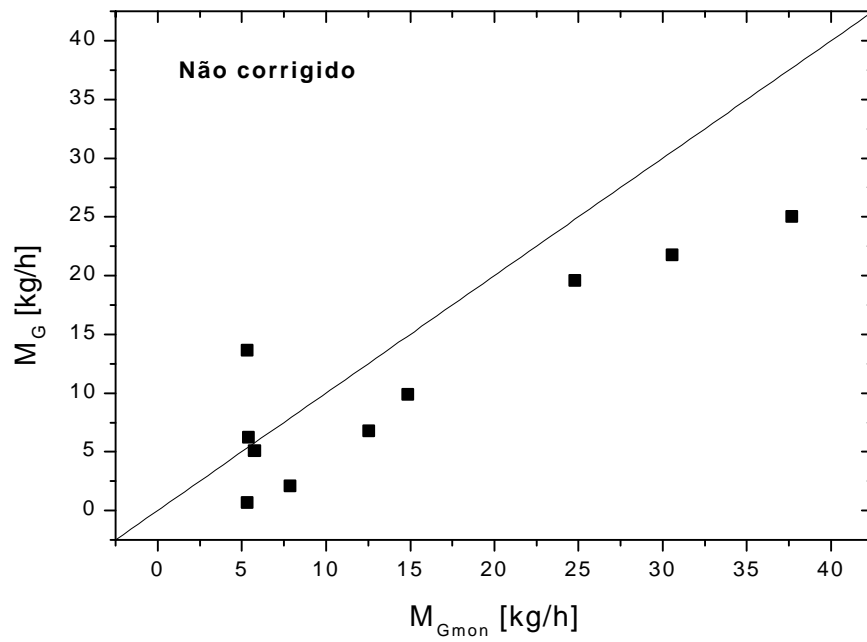


Figura 3.106 - Comparação das descargas de gás na linha monofásica  $M_{Gmon}$  calculadas  $M_G$  sem correção

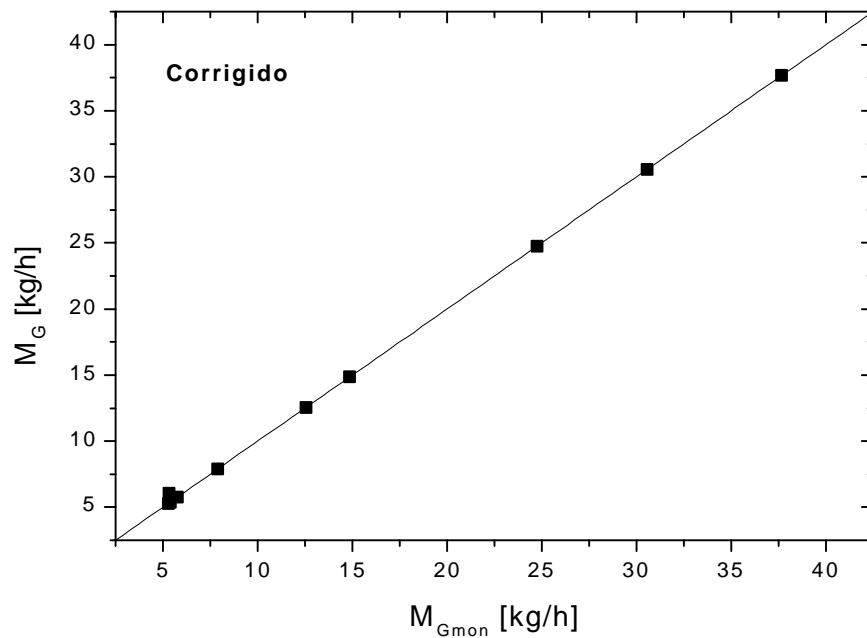


Figura 3.107 - Comparação das descargas de gás na linha monofásica  $M_{Gmon}$  calculadas  $M_G$  com correção

A Figura 3.106 apresenta a comparação das descargas de gás calculadas pelo produto dos valores do título  $x$ , apresentados na Tabela 3.3, com os da descarga bifásica para MFQM apresentados na Tabela 3.4, isto é, sem envolver o processo de correção representado pelas Eq.(3.67) e (3.73). Por outro lado, a Figura 3.107 apresenta os mesmos dados considerando, porém, a metodologia de correção.

Como mostrado na Figura 3.106, a descarga de gás calculada foi quase sempre subestimada, sendo que nos pontos de maior desvio  $\epsilon_i$  foi próximo de -61%. Por outro lado, o comportamento mostrado na Figura 3.107 já era esperado devido ao processo de correção da descarga de gás.

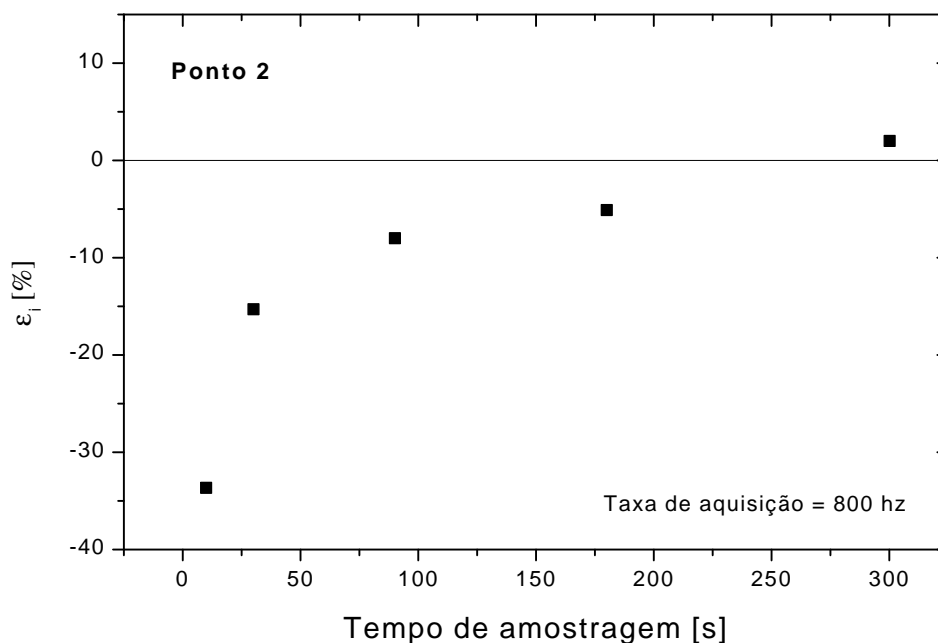


Figura 3.108 - Efeito do tamanho do conjunto de amostras (ponto 2)

As Figuras 3.108 e 3.109 apresentam os desvios  $\epsilon_i$ , Eq.(3.69), das descargas calculadas  $M$  utilizando o MFQM e considerando vários tamanhos de amostras, adquiridas com mesma taxa de aquisição de 800 Hz para os pontos 2 e 4, respectivamente, com conjuntos de amostras de 10, 30, 90, 180 e 300 s. Estes dados foram utilizados na escolha do tempo de amostragem utilizado na verificação dos medidores de descarga bifásica e na determinação da correlação de  $\underline{W}$ , como

descrito anteriormente. Verifica-se que para o ponto 2 com velocidades superficiais menores a escolha do tamanho do conjunto de amostras é importante, enquanto que para o ponto 4, Figura 3.109, não existe nenhum efeito do tamanho da amostra acima de 10 s. Portanto, foi escolhido o tempo igual a 300 s (5 minutos) para todos os pontos de teste. Outro fato importante sobre o gráfico da Figura 3.109 é a repetibilidade do cálculo da descarga bifásica  $M$  para os vários conjuntos de amostras.

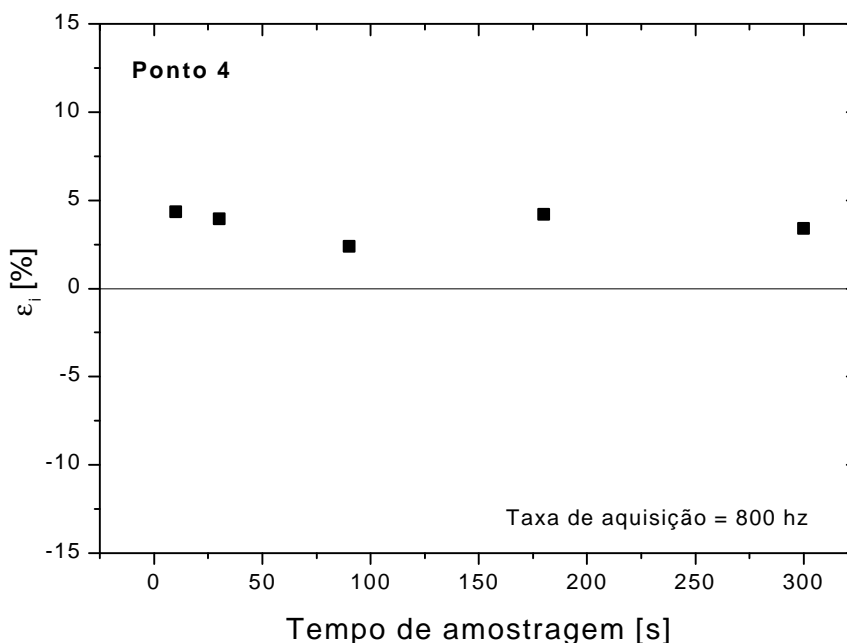


Figura 3.109 - Efeito do tamanho do conjunto de amostras (ponto 4)

Finalmente, deve ser feita uma análise sobre a eficiência da metodologia de correção do efeito da “inundação” sobre a medida da fração de vazio, como discutido no item 3.4.4. Para o mesmo conjunto de amostras de 300 s dos pontos 2 e 3, gráficos das Figuras 3.91 e 3.92, utilizados na verificação dos medidores quando a metodologia descrita no item 3.4.4 foi utilizada, foram calculadas as descargas bifásicas  $M$  sem utilizar tal metodologia. Os resultados são apresentados na Tabela 3.10.

Tabela 3.10 - Valores de descarga da bifásica calculados com e sem utilizar a metodologia de correção do efeito de inundação sobre a fração de vazio

		com correção		sem correção	
Ponto	$M_{\text{mon}}$ [kg/h]	$M$ [kg/h]	$\epsilon_i$ [-]	$M$ [kg/h]	$\epsilon_i$ [-]
2	664,63	598,89	-9,89	512,45	-22,9
3	1343,2	1285,3	-4,31	1286,3	-4,24

Os resultados da Tabela 3.10 mostram que ocorreu uma redução do desvio  $\epsilon_i$  de cerca de 13% para o ponto 2 em que o fenômeno da "inundação" se destaca, como mostrado na Figura 3.91. Por outro lado não ocorreu nenhuma melhora para o ponto 3, pois, como indicado no gráfico da Figura 3.92, o fenômeno ocorre de forma tímida, principalmente devido à redução do comprimento das bolhas alongadas devido ao aumento da velocidade superficial do líquido.

## **CAPÍTULO 4**

### **PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL E REDUÇÃO DOS DADOS**

Neste capítulo são apresentados os procedimentos de operação da instalação, e de tomada e redução dos dados dos testes de caracterização dos escoamentos na ramificação tê.

#### **4.1 Procedimento Geral de Operação da Instalação**

Neste item é apresentado o procedimento geral de partida e parada da instalação, cujo fluxograma foi mostrado nas Figuras 2.2 e 2.3.

##### **4.1.1. Partida da instalação**

Na partida da instalação os equipamentos dos sistemas de suprimento de ar e de água, os equipamentos auxiliares, a instrumentação e o sistema de aquisição de dados são ligados numa sequência adequada para eliminar os transitórios de pré-aquecimento e de estabilização dos sistemas, como descrito a seguir.

O primeiro passo é a partida da torre de resfriamento (ventilador e bomba), permitindo que a água de resfriamento circule pelo trocador de calor TC.

O segundo passo é fechar a válvula de esfera na entrada do filtro e regulador de pressão na linha de suprimento de ar e, em seguida, partir o compressor alternativo.

O terceiro passo é ligar a chave geral de energia elétrica da instalação e, em seguida, os equipamentos elétricos: microcomputador, fonte de alimentação dos instrumentos, conversor corrente-tensão, medidores de fração de vazio e espessura da camada de líquido. Esses medidores requerem um tempo mínimo de 1 hora e meia de pré-aquecimento e estabilização, como discutido no item 3.2. Durante este tempo a temperatura da água da torre de resfriamento chega próxima da temperatura de bulbo úmido ambiental, o reservatório de ar RG é carregado e os demais equipamentos são pré-aquecidos.

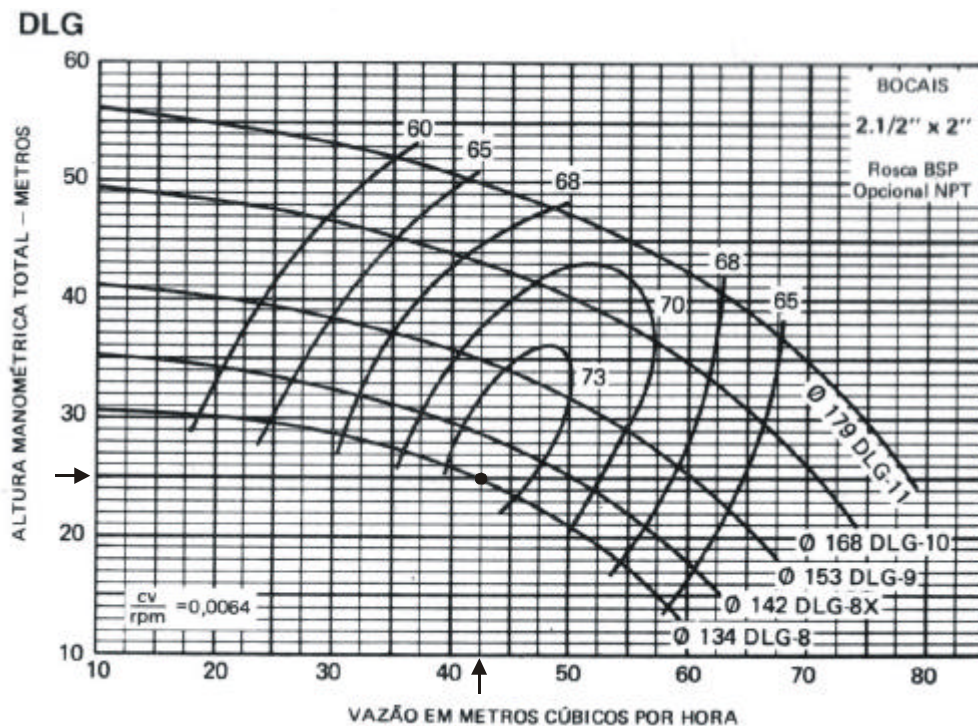


Figura 4.1 - Curva de carga da bomba modelo  $\phi 134$  DLG - 8

Em seguida é iniciado o processo de partida da linha de suprimento de água, verificando-se o nível de água do reservatório RL, e se as válvulas de controle VPB da linha de desvio, e VCL1 e VCL2, de controle da vazão de água, estão fechadas. A bomba é acionada e, como discutido no item 2.1.2, seu ponto de operação é ajustado através do diagrama da Figura 4.1, fornecido pelo fabricante, com o auxílio do rotâmetro ROT instalado na linha de desvio e dos manômetros entre a sucção e o recalque da bomba. O ponto de operação é o de maior rendimento da bomba, isto é,

vazão igual a  $42 \text{ m}^3/\text{h}$  e diferença de pressão entre sucção e recalque de 25 mca, ou  $2,5 \text{ kgf/cm}^2$ , indicado na Figura 4.1. Após esses passos a instalação está pronta para o início dos testes.

#### 4.1.2. Parada da instalação

A parada da instalação é feita fechando completamente as válvulas VBP, VCL1, VCL2, e a válvula da entrada do filtro de ar. Em seguida são desligados a torre de resfriamento, a bomba e o compressor de ar. Os equipamentos elétricos, como o microcomputador, as fontes de alimentação dos instrumentos, o conversor corrente-tensão, e os medidores de fração de vazio e espessura da camada de líquido são desligados a seguir, e, depois, os estabilizadores e chave geral de energia da instalação.

### 4.2 Sequência e Procedimentos dos Testes

Neste item são apresentados os procedimentos dos testes realizados, divididos em duas etapas:

- Caracterização dos escoamentos, com a determinação de vários parâmetros nos pontos de teste, e
- Determinação da distribuição das fases e da pressão diferencial dos escoamentos bifásicos através da ramificação tê.

Os programas de aquisição de dados foram desenvolvidos no ambiente de programação gráfica LabView 5.0<sup>TM</sup>, da National Instruments.

#### 4.2.1. Caracterização dos padrões de escoamento nos pontos de teste

A caracterização do escoamento gás-líquido foi feita através da determinação de parâmetros dos escoamentos cujos padrões correspondem aos pontos 1 a 13 do mapa de padrões, mostrado na Figura 4.2.

A Tabela 4.1 mostra o conjunto de velocidades superficiais e vazões das fases nos pontos experimentais de 1 a 13, conforme a Figura 4.2.

Tabela 4.1 - Conjunto de velocidades superficiais e vazões de teste

Ponto	$u_{LS}$ [m/s]	$u_{GS}$ [m/s]	$Q_L$ [l/min]	$Q_G$ [m <sup>3</sup> /h]
1	0,08	1,36	4,36	4,45
2	0,20	1,36	10,90	4,45
3	0,40	1,36	21,79	4,45
4	0,80	1,36	43,58	4,45
5	0,80	3,27	43,58	10,69
6	0,80	6,00	43,58	19,61
7	0,50	6,00	27,24	19,61
8	0,08	6,00	4,36	19,61
9	0,08	3,27	4,36	10,69
10	0,08	2,00	4,36	6,54
11	0,20	3,27	10,90	10,69
12	0,30	3,27	16,34	10,69
13	0,20	2,00	10,90	6,54

Para cada ponto foi adquirido um conjunto de dados via sistema de aquisição, armazenado num arquivo binário no computador:

- Vazões de gás e de líquido nas linhas monofásicas,  $Q_L$  e  $Q_G$ , através de MTL, MTG1 e MTG2;
  - Pressões manométricas do ar  $p_G$  medidas através de PG e no ponto 1  $p_I$  através de P1;
  - Temperaturas  $T_G$  medida através de TG e  $T_I$  através de (T1), e os
  - Sinais dos dois canais do medidor de espessura da camada de líquido HL1,  $h_L$ ,
- num total de 8 grandezas medidas simultaneamente.



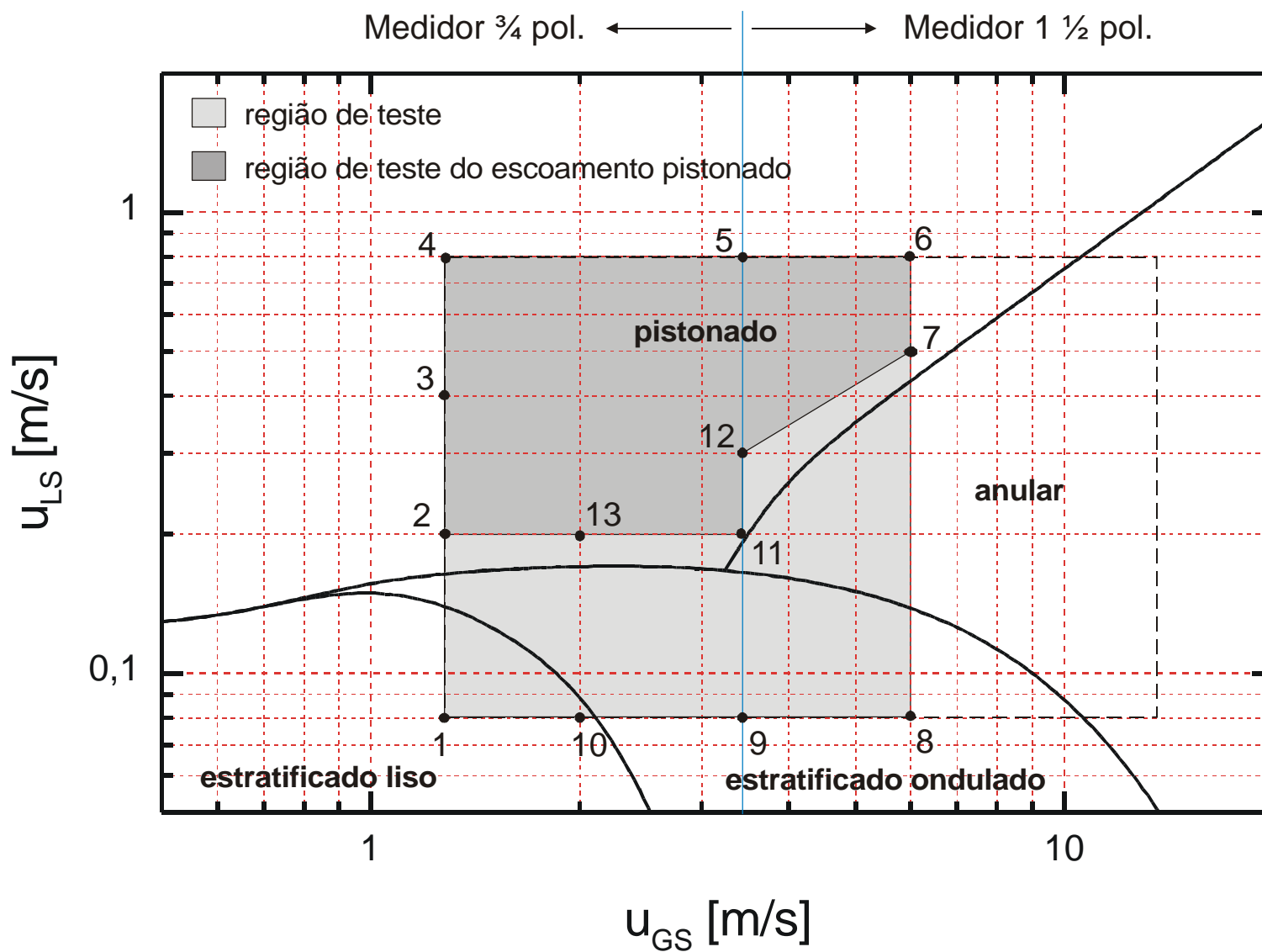


Figura 4.2 - Mapa de padrões com pontos experimentais

Os sinais médios de  $Q_L$ ,  $Q_G$ ,  $p_G$ ,  $p_L$ ,  $T_G$  e  $T_L$  são convertidos nas respectivas grandezas diretamente pelo programa de aquisição de dados, enquanto o conjunto de amostras de  $h_L$  de ambos os canais, mostrado na Figura 3.36, é armazenado na forma de tensões elétricas, convertidas diretamente pela placa de aquisição,  $V_0$ , para posterior tratamento, como é discutido mais adiante no item 4.3.2

Os testes foram realizados ajustando inicialmente as velocidades superficiais das fases para cada ponto, de acordo com a Tabela 4.1, através de leitura direta nos indicadores dos medidores de vazão.

Foram definidos no programa de aquisição de dados o tamanho da amostra e a taxa de aquisição, sendo que o tempo de amostragem é igual ao tamanho da amostra dividida pela taxa de amostragem. Este tempo foi igual a 300 segundos (5 minutos) para todos os pontos com taxas de aquisição e número de amostras apresentados na Tabela 4.2 para cada ponto.

Tabela 4.2 - Tamanho dos conjuntos de amostras e taxas de aquisição utilizados na caracterização dos escoamentos bifásicos

Ponto	Número de amostras	Taxa de aquisição [Hz]
1	240000	800,0
2	240000	800,0
3	240000	800,0
4	240000	800,0
5	450000	1500,0
6	750000	2500,0
7	750000	2500,0
8	450000	1500,0
9	240000	800,0
10	240000	800,0
11	450000	1500,0
12	450000	1500,0
13	240000	800,0

Após o ajuste destes parâmetros foi iniciada a aquisição dos dados.

Para cada novo ajuste das vazões para um novo ponto de teste foi aguardado um intervalo de tempo de cerca de 5 minutos para nova estabilização do escoamento.

O ajuste do tempo de amostragem que foi mantido igual a 300 s foi determinado por tentativas para várias taxas e em ordem crescente. Para determinar a taxa adequada para cada ponto foi efetuada a correlação cruzada dos sinais provenientes dos dois canais do medidor de espessura da camada de líquido, conforme é apresentado no Apêndice B.4, para calcular a velocidade média do escoamento. A melhor taxa de amostragem foi estabelecida quando usando o critério de que, a partir de um certo valor, a velocidade média do escoamento obtida através de correlação cruzada de sinais não varia com o aumento da taxa de aquisição. Tal critério foi verificado através da realização dos experimentos para diversas taxas ente 100 e 3000 Hz. A melhor taxa foi escolhida como sendo a menor em que ocorriam diferenças de até 3% com as maiores, porém, uma taxa 20% maior foi mantida por segurança. Em seguida o tamanho do conjunto de amostras foi calculado de forma a manter o tempo de aquisição igual a 300 s da seguinte forma: tamanho da amostra igual à taxa de aquisição vezes o tempo de aquisição.

#### 4.2.2 Determinação da distribuição de fases e das variações de pressão através do tê

Os testes no tê foram realizados somente na região de escoamento pistonado destacada na Figura 4.2 em cinza mais escuro: pontos 2, 3, 4, 5, 6, 12 e 13, com as velocidades superficiais e vazões indicadas na Tabela 4.1, para várias combinações de abertura das válvulas de diafragma VCR2 e VCR3 instaladas nos ramais, como indicado na Tabela 4.3. Através das válvulas VCR2 e VCR3 se faz o controle das descargas e das quedas de pressão entre os ramais.

As posições de abertura das válvulas foram determinadas pela contagem do número de voltas do volante (cada válvula permite 7 voltas completas entre a abertura e o fechamento total), sendo que na posição 0,0 ela está totalmente aberta e na posição 7,0, totalmente fechada. Para mais meia volta a indicação é feita somando-se 0,5; assim, por exemplo, três voltas e meia são representadas por 3,5. A Tabela 4.3 mostra as posições das válvulas VCR2 e VCR3 nos 35 testes realizados.

Tabela 4.3 - Posições das válvulas VCR2 e VCR3 para cada teste

	<b>Combinações das posições das válvulas</b>	
<b>Ponto</b>	<b>VCR2</b>	<b>VCR3</b>
2	0,0	0,0
	4,0	0,0
	5,5	0,0
	5,5	5,0
	0,0	7,0
3	0,0	0,0
	4,0	0,0
	5,5	0,0
	5,5	5,0
	0,0	7,0
4	0,0	0,0
	4,0	0,0
	5,5	0,0
	5,5	5,0
	0,0	7,0
5	0,0	0,0
	4,0	0,0
	5,5	0,0
	5,5	5,0
	0,0	7,0
6	0,0	0,0
	4,0	0,0
	5,5	0,0
	5,5	5,0
	0,0	7,0
12	0,0	0,0
	4,0	0,0
	5,5	0,0
	5,5	5,0
	0,0	7,0
13	0,0	0,0
	4,0	0,0
	5,5	0,0
	5,5	5,0
	0,0	7,0

Foram obtidas através de um programa de aquisição as seguintes variáveis:

- Vazões  $Q_L$  e  $Q_G$  através de MTL, MTG1 e MTG2,
  - Pressões manométricas do ar  $p_G$  através de PG e no ponto 1  $p_I$ , P1,
  - Temperaturas  $T_G$  através de TG do gás,  $T_L$  através de TL do líquido e  $T_I$ , T1, no ponto 1,
  - Sinais de pressão diferencial  $\underline{Dp}_{V2}$  (DPV2) e de fração de vazio  $\underline{a}_2$  (FV2) do medidor de descarga bifásica no ramal principal (2),
  - $\underline{Dp}_{V3}$  (DPV3) e  $\underline{a}_3$  (FV3) do medidor de descarga bifásica no ramal secundário (3),
  - Sinais dos transmissores de pressão diferencial DP12 e DP13 instalados entre a entrada e os ramos de saída do tê,  $\underline{Dp}_{I2}$  e  $\underline{Dp}_{I3}$ , e os
  - Sinais do medidor de espessura do filme de líquido  $h_L$  (HL1),
- Num total de 14 variáveis adquiridas simultaneamente.

Em todos os 35 testes realizados no tê o número de amostras para cada canal da placa foi igual a 144 000, com taxa de aquisição de 800 Hz, com o tempo de aquisição fixo e igual a 180 s (3 minutos) para cada teste. A quantidade de informação armazenada para cada grandeza foi menor do que nos testes de caracterização dos escoamentos, pois desta vez foram adquiridas 14 grandezas diferentes ao invés de 8, o arquivo armazenado no disco do computador pelo programa de aquisição tendo chegado a 10 megabytes. Os testes iniciais mostraram que o tempo de amostragem de 300 s (5 minutos) adotado para os testes no tê era um preciosismo caro, pois os arquivos gerados ficaram muito grandes, requerendo um razoável tempo de processamento, discutido no item 4.3.3. Assim sendo, optou-se por reduzir o tempo de amostragem para 180 s (3 minutos), sem perda da qualidade dos testes, o que foi verificado comparando os dados adquiridos para os pontos 2 e 6 com 180 e 300 s.

### 4.3 Análise de Sinais e Redução de Dados Experimentais

Neste item são discutidos as metodologias de redução dos dados que envolveram várias técnicas de processamento de sinais, apresentadas com detalhes no Apêndice B.

Os sinais obtidos através do sistema de aquisição de dados, como apresentado em 2.4, são provenientes de um conjunto de medidores, que constam do fluxograma da Figura 2.3, e que

fornecem as vazões  $Q_L$  e  $Q_G$  nos medidores de turbina, as pressões manométricas  $p_G$  do ar e  $p_1$  no ponto 1, em P1 e PG, as temperaturas  $T_G$  do gás,  $T_L$  do líquido e  $T_1$  no ponto 1 em, as pressões diferenciais  $\underline{Dp}_{12}$  e  $\underline{Dp}_{13}$  entre os ramais, e entre as tomadas dos tubos de venturi  $\underline{Dp}_{V2}$  e  $\underline{Dp}_{V3}$  nos transmissores de pressão diferencial DPV2, DPV3, as frações de vazio  $\underline{a}_2$  e  $\underline{a}_3$  nos medidores FV2 e FV3, e a espessura do filme de líquido  $h_L$  no medidor HL1. O interesse em algumas destas grandezas se resume apenas ao conhecimento de seu valor médio; em relação às demais os sinais é adquirido para, posteriormente, serem tratados e analisados.

As grandezas das quais interessa apenas o valor médio são: as vazões nas linhas monofásicas  $Q_L$  e  $Q_G$ , as pressões manométricas do ar  $p_G$  e no ponto 1  $p_1$  e as temperaturas  $T_G$  do gás,  $T_L$  do líquido e  $T_1$  na posição 1. Elas são calculadas pelo programa de aquisição de dados, como apresentado no Apêndice B.1, e armazenadas num arquivo binário.

Junto com os valores médios das variáveis citadas, os programas de aquisição armazenam no mesmo arquivo o conjunto de amostras das grandezas: as pressões diferenciais  $\underline{Dp}_{12}$  e  $\underline{Dp}_{13}$  e entre as tomadas dos tubos de venturi  $\underline{Dp}_{V2}$  e  $\underline{Dp}_{V3}$ , as frações de vazio  $\underline{a}_2$  e  $\underline{a}_3$  e a espessura do filme de líquido  $h_L$ , que são tratados posteriormente por programas computacionais específicos, elaborados em FORTRAN 77, como descrito nos itens a seguir.

O percurso completo do sinal correspondente às grandezas, desde o transdutor até o sistema de aquisição de dados, é mostrado na Figura 4.3. O caso (a) corresponde aos transdutores comerciais utilizados para as medidas de vazão e pressão, apresentados nos itens 2.2.2 e 2.2.3, os quais fornecem em sua saída um sinal de corrente proporcional à grandeza que se deseja medir. Esse sinal de corrente precisa ser convertido em tensão DC. Os transdutores desenvolvidos neste trabalho para a medida das frações de vazio e espessura da camada de líquido já fornecem na saída um sinal de tensão de 0 a 5 V, e correspondem ao caso (b).

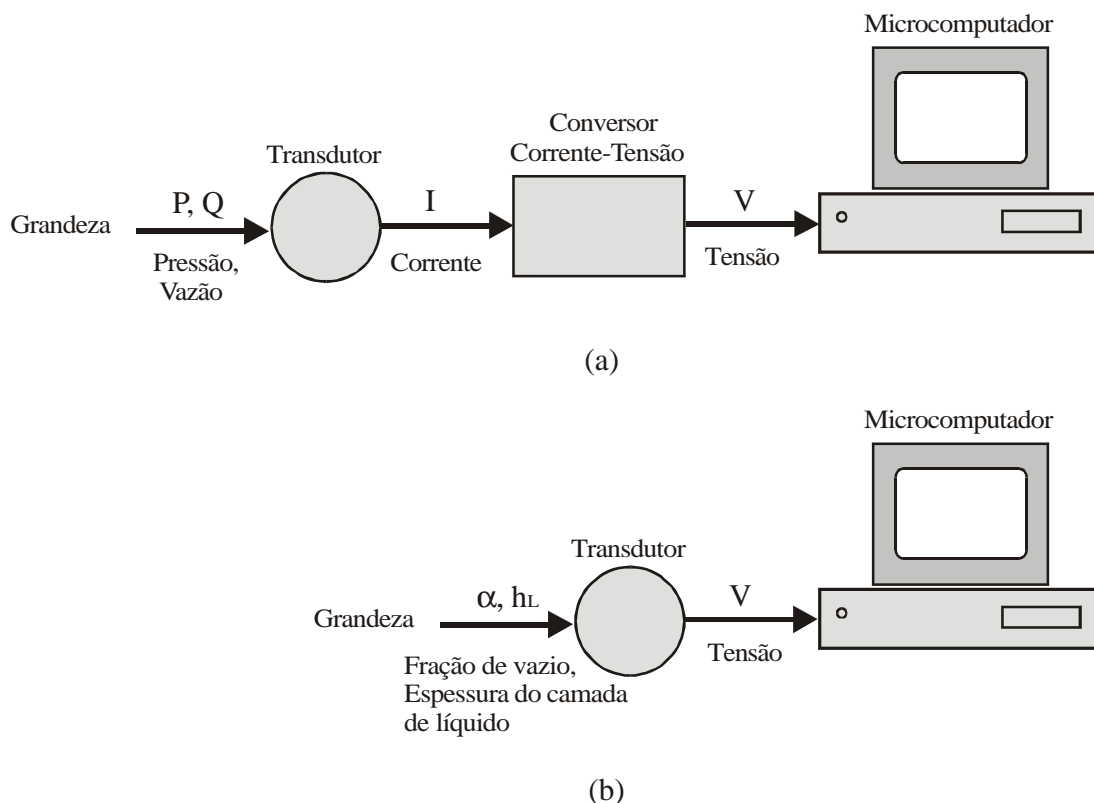


Figura 4.3 - Percursos do sinal dos transdutores ao sistema de aquisição  
(a) com conversão corrente-tensão, (b) sem conversão

Como discutido, uma parte do processamento digital dos dados é efetuada no programa de aquisição de dados: são calculadas as médias das amostras de tensão elétrica adquiridas diretamente pela placa, provenientes dos medidores de pressão manométrica e vazão, como apresentado no Apêndice B.1. Os valores médios de tensão são posteriormente convertidos nas grandezas de interesse através das funções de cada medidor, como apresentado a seguir.

#### 4.3.1 Funções de conversão de grandezas dos medidores

Uma placa de aquisição de dados opera como um voltímetro, convertendo sinais de tensão em binários, que grava na memória do microcomputador. Sendo assim, são necessárias funções de conversão dos sinais elétricos de tensão convertidos pela placa em valores das grandezas detectadas nos transdutores.

### Conversor corrente-tensão

Os sinais relacionados às grandezas provenientes dos medidores de pressão e vazão são correntes contínuas. Antes de serem aplicados às entradas da placa de aquisição os sinais devem ser convertidos em tensões, uma tarefa que é realizada por um conversor corrente-tensão que os converte de 4 a 20 mA para 0 a 5 V DC.

A Figura 4.4 apresenta o gráfico da tensão contínua  $V$  versus a corrente contínua  $I$ . A função de conversão deste equipamento é a própria equação da reta, dada por

$$V = 0,3125 I - 1,25 \quad (4.1)$$

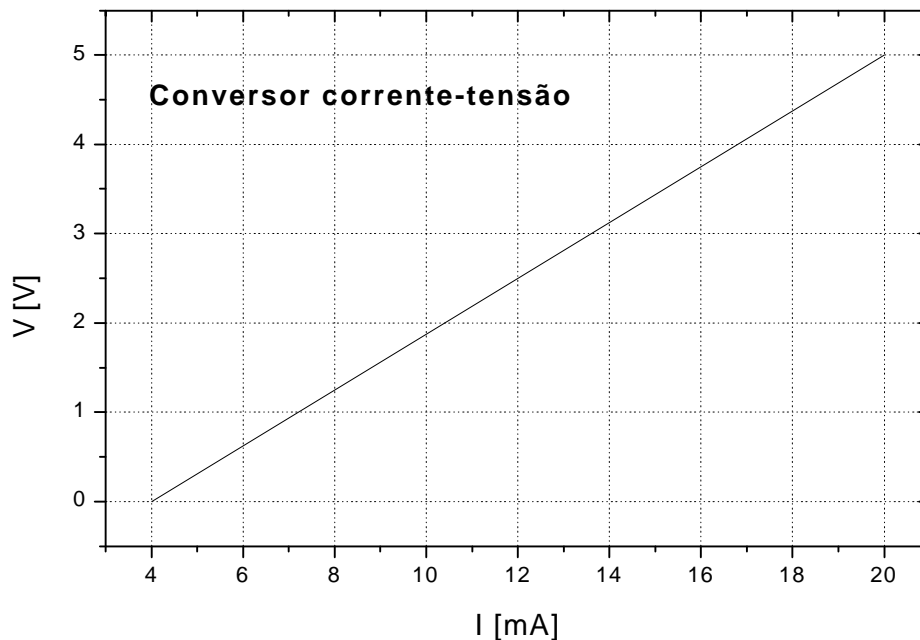


Figura 4.4 - Função de conversão do conversor corrente-tensão

Invertendo para  $I$  em função de  $V$ ,

$$I = 3,2 V + 4,0 \quad (4.2)$$



### Transmissores de pressão SMAR LD 301/D1 - DP12, DP13, DPV2 e DPV3

Estes medidores são identificados na Figura 2.3 por DP12, DP13, DPV2 e DPV3, apresentados no item 2.2.2. Convertem sinais de pressão na faixa ajustada de 0 a 500 mmca a 20 °C em sinais de corrente de 4 a 20 mA. A Figura 4.5 mostra o gráfico da função de conversão deste medidor, isto é, pressão diferencial  $\Delta p$  versus a corrente  $I$ .

A equação da reta é dada por

$$\Delta p = 31,25 I - 125,0 \quad (4.3)$$

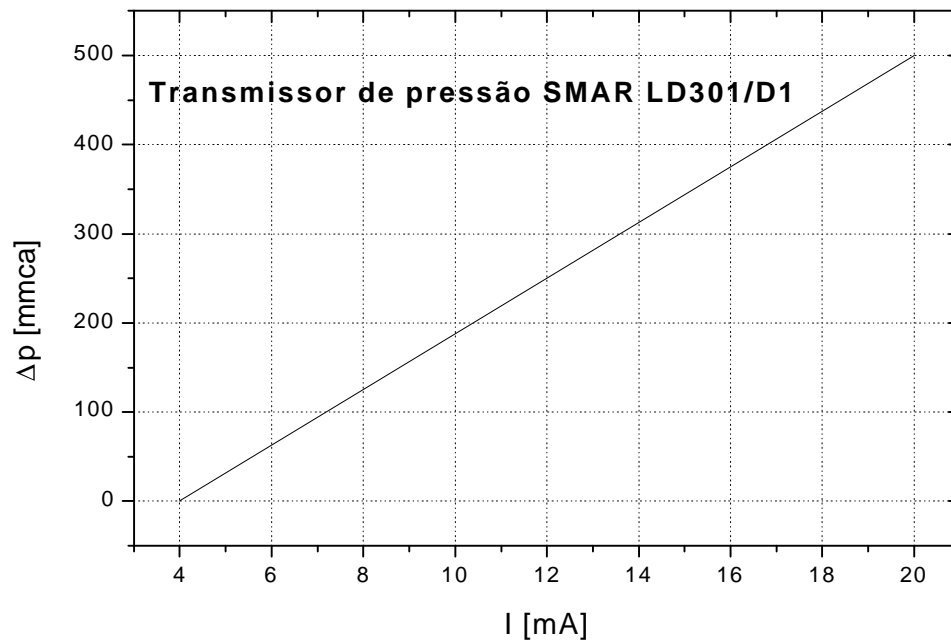


Figura 4.5 - Função de conversão do transmissor de pressão diferencial

Substituindo a Eq. (4.2) da corrente, resulta:

$$\Delta p = 100,0 V \quad (4.4)$$

que é a função de transferência deste medidor junto ao sistema de aquisição de dados.

### Transmissores de pressão SMAR LD 301/D2 (em paralelo) - DPV2 e DPV3

Estes medidores são identificados na Figura 2.3 por DPV2 e DPV3, apresentados no item 2.2.2 e 3.4. Eles convertem sinais de pressão na faixa ajustada de 0 a 5000 mmca a 20 °C em sinais de corrente de 4 a 20 mA. A Figura 4.6 mostra o gráfico da função de conversão deste medidor, ou seja, pressão diferencial  $\underline{Dp}$  versus a corrente  $I$ .

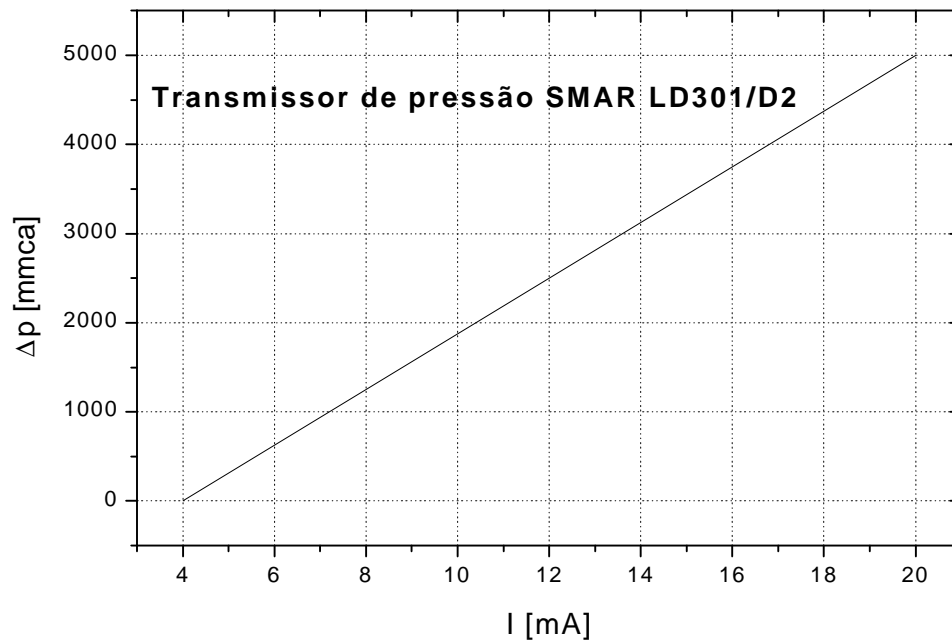


Figura 4.6 - Função de conversão do transmissor de pressão diferencial

A equação da reta é dada por

$$Dp = 31,25 I - 125,0 \quad (4.5)$$

Introduzindo a Eq. (4.2) da corrente, vem:

$$Dp = 100,0 V \quad (4.6)$$

que é a função de transferência deste medidor junto ao sistema de aquisição de dados.

### Transdutor de pressão Transtec 0 a 3 bar - PG

Este medidor foi utilizado para a medida da pressão manométrica do gás, PG, apresentados no item 2.2.2. Ele converte sinais de pressão na faixa fixa de 0 a 3 bar em sinais de corrente de 4 a 20 mA. A Figura 4.7 mostra o gráfico da função de conversão deste medidor, ou seja, pressão manométrica  $p_G$  versus a corrente  $I$ .

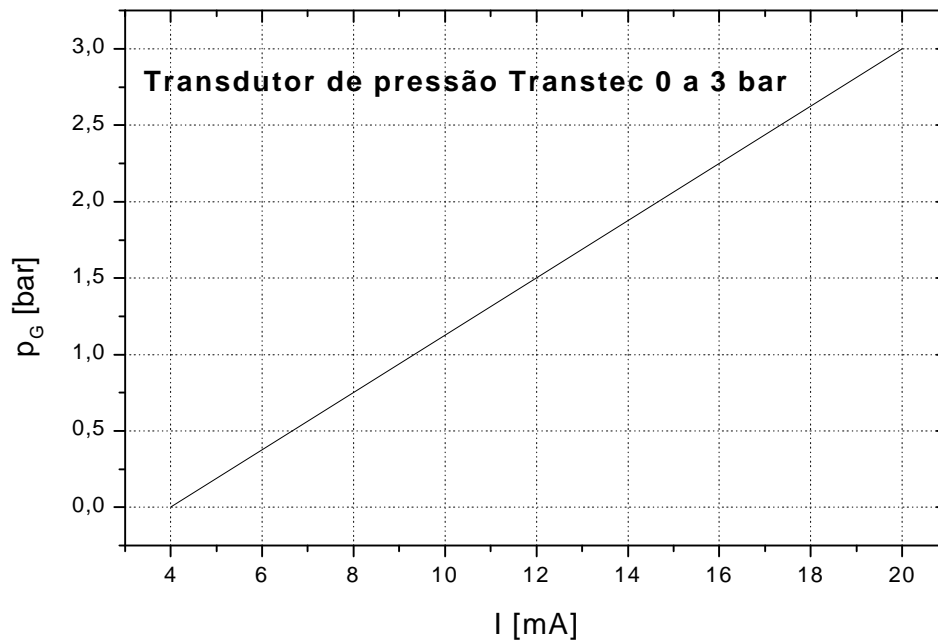


Figura 4.7 - Função de conversão do transdutor de pressão manométrica - PG

A equação da reta é dada por

$$p_G = 0,1875 I - 0,75 \quad (4.7)$$

Introduzindo a Eq. (4.2) da corrente, resulta:

$$p_G = 0,60 V \quad (4.8)$$

que é a função de transferência deste medidor junto ao sistema de aquisição de dados.

### Transdutor de pressão Transtec 0 a 100 kPa - P1

Este medidor foi utilizado para a medida da pressão manométrica no ponto 1 na entrada da ramificação tê mostrado na Figura 2.3 como P1 e discutido item 2.2.2. Ele converte sinais de pressão na faixa fixa de 0 a 100 kPa em sinais de corrente de 4 a 20 mA. A Figura 4.8 mostra o gráfico da função de conversão deste medidor: pressão manométrica  $p_I$  versus a corrente  $I$ .

A equação da reta é dada por

$$p_I = 6,25 I - 25,0 \quad (4.9)$$

Introduzindo a Eq. (4.2) da corrente, vem

$$p_I = 20,0 V \quad (4.10)$$

que é a função de transferência deste medidor junto ao sistema de aquisição de dados.

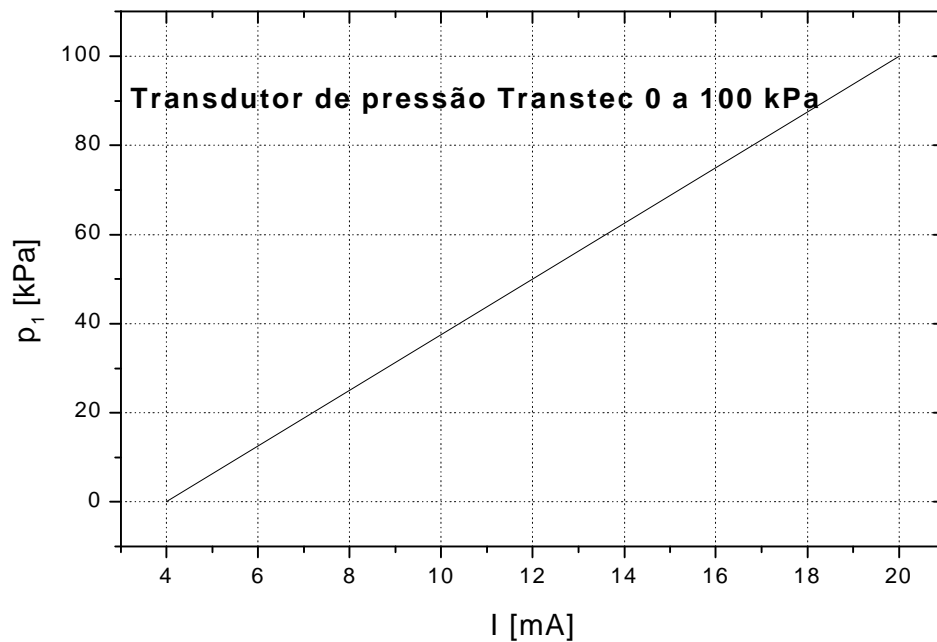


Figura 4.8 - Função de conversão do transdutor de pressão manométrica - P1

### Medidor de vazão de água Nykow-Dwyler 1/2 pol. - MTL

Este medidor foi utilizado para a medida da vazão de água na linha de suprimento de água, MTL, como discutido no item 2.2.3. Ele converte sinais de vazão na faixa ajustada de 3,0 a 45 l/min em sinais de corrente de 4 a 20 mA. A Figura 4.9 mostra o gráfico da função de conversão deste medidor: vazão de água  $Q_L$  versus a corrente  $I$ .

A equação da reta é dada por

$$Q_L = 2,625 I - 7,50 \quad (4.11)$$

Introduzindo a Eq. (4.2) da corrente, resulta:

$$Q_L = 8,40 V + 3,0 \quad (4.12)$$

que é a função de transferência deste medidor junto à placa de aquisição de dados.

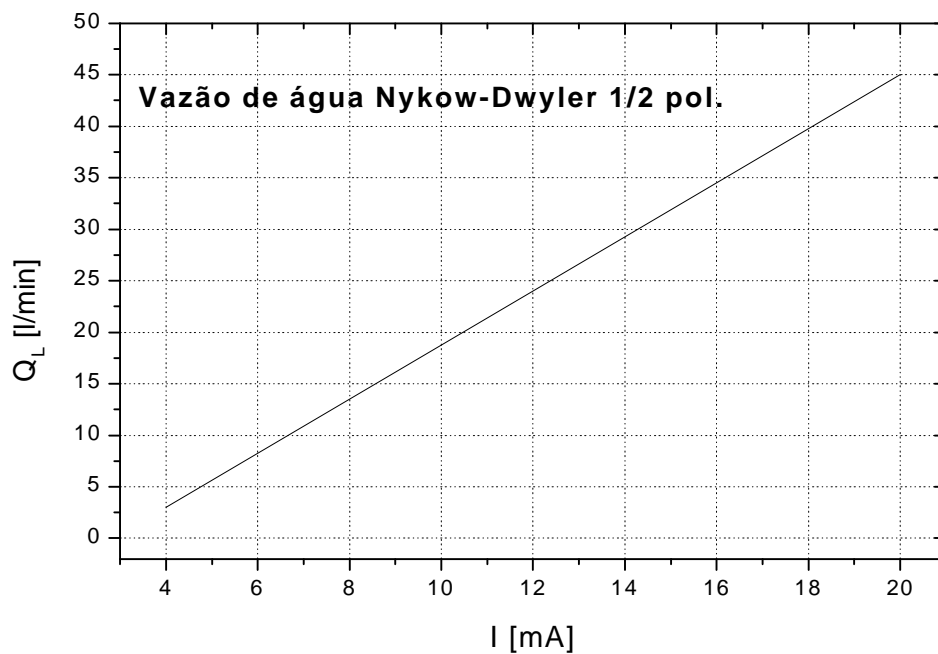


Figura 4.9 - Função de conversão do medidor de vazão de água – MTL

### Medidor de vazão de ar Nykow-Dwyler 3/4 pol. - MTG1

Este medidor foi utilizado para a medida da vazão de ar na linha de suprimento de ar, MTG1, apresentado no item 2.2.3. Ele converte sinais de vazão na faixa ajustada de 2,0 a 12,0 m<sup>3</sup>/h em sinais de corrente de 4 a 20 mA. A Figura 4.10 mostra o gráfico da função de conversão deste medidor: vazão de água  $Q_G$  versus a corrente  $I$ .

A equação da reta é dada por

$$Q_G = 0,625 I - 0,50 \quad (4.13)$$

Introduzindo a Eq. (4.2) da corrente, vem:

$$Q_G = 2,0 V + 2,0 \quad (4.14)$$

que é a função de transferência deste medidor junto ao sistema de aquisição de dados.

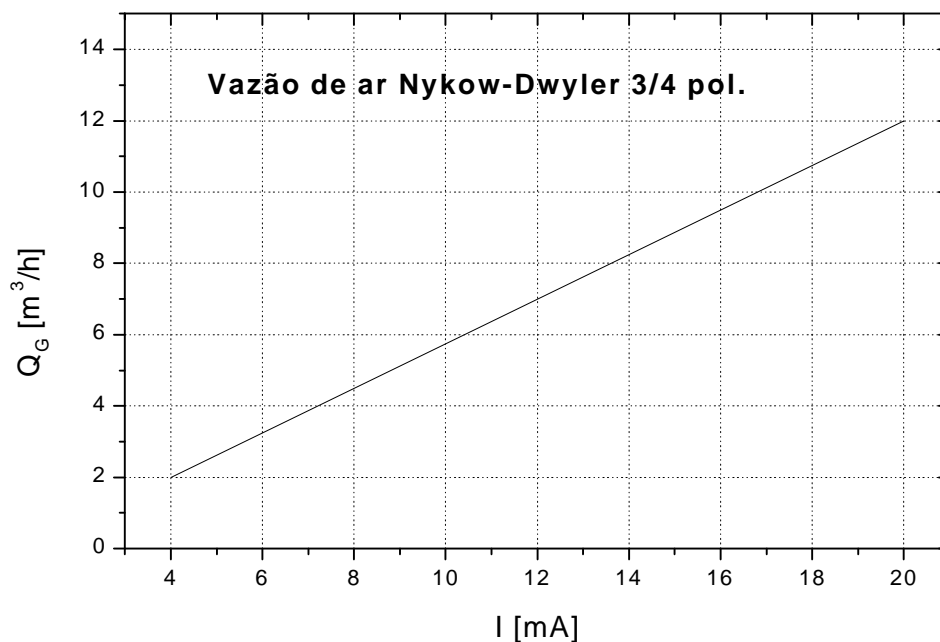


Figura 4.10 - Função de conversão do medidor de vazão de ar - MTG1

### Medidor de vazão de ar Nykow-Dwyler 1 1/2 pol. - MTG2

Este medidor foi utilizado para a medida da vazão de ar na linha de suprimento de ar, MTG2, apresentado no item 2.2.3. Ele converte sinais de vazão na faixa ajustada de 8,0 a 35,0 m<sup>3</sup>/h em sinais de corrente de 4 a 20 mA. A Figura 4.11 mostra o gráfico da função de conversão deste medidor: vazão de água  $Q_G$  versus a corrente  $I$ .

A equação da reta é dada por

$$Q_G = 1,6875 I - 1,25 \quad (4.15)$$

Introduzindo a Eq. (4.2) da corrente, vem:

$$Q_G = 5,40 V + 8,0 \quad (4.16)$$

que é a função de transferência deste medidor junto ao sistema de aquisição de dados.

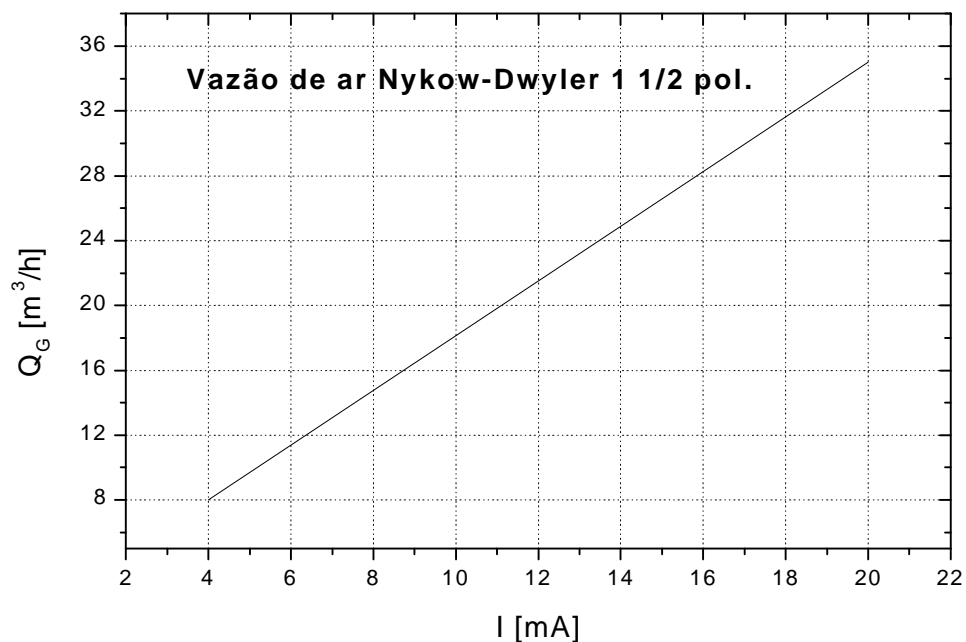


Figura 4.11 - Função de conversão do medidor de vazão de ar - MTG2

### 4.3.2 Caracterização dos escoamentos nos pontos de teste

A caracterização dos escoamentos na entrada do tê, correspondentes aos pontos de teste 1 a 13 mostrados na Figura 4.2, foi feita através da determinação de um conjunto de parâmetros: as velocidades superficiais das fases  $u_{LS}$  e  $u_{GS}$ , dadas pelas Eqs.(4.17) e (4.18), as espessuras médias da camada de líquido e as densidades de probabilidade dos sinais de medidor de  $h_L$ , também utilizados para, através do processamento de sinais, caracterizar o padrão de escoamento em cada ponto de teste, para determinar os perfis das bolhas alongadas, as velocidades médias dos escoamentos, os intervalos de tempo de passagem e distribuição do comprimento dos pistões, utilizando técnicas descritas à frente.

$$u_{LS}^* = \frac{Q_L}{A} \quad (4.17)$$

$$u_{GS}^* = \frac{Q_G}{A} \quad (4.18)$$

onde  $A$  é a área de seção transversal do tubo;  $A = \frac{\pi D^2}{4}$ , com  $D = 34,0$  mm.

As pressões e temperaturas médias  $p_G$ ,  $p_L$ ,  $T_G$ ,  $T_I$  e  $T_L$  foram utilizadas para corrigir as velocidades superficiais das fases entre os locais de medida nas linhas monofásicas e o ponto na entrada da seção de teste, devido às variações das densidades dos fluidos causadas pelas variações de pressão e temperatura entre os dois pontos. A correção é feita pelas Eqs. (4.19) e (4.20):

$$u_{LS} = u_{LS}^* \frac{r_L(T_I)}{r_L(T_L)} \quad (4.19)$$

$$u_{GS} = u_{GS}^* \frac{r_G(T_I, p_I)}{r_G(T_G, p_G)} \quad (4.20)$$



onde  $u_{LS}^*$  e  $u_{GS}^*$  são as velocidades superficiais calculadas através das Eq.(4.17) e (4.18), e  $r_L$  e  $r_G$  são as densidades dos fluidos.

A densidade do líquido é calculada a partir da correlação:

$$r_L(T) = 1007,553 - 0,39349 T \quad (4.21)$$

obtida a partir de interpolação dos valores da densidade da tabela de água líquida saturada de Incropera de DeWitt (1996) na faixa de 280 a 320 K. A temperatura  $T$  é dada em °C.

A densidade do gás é calculada a partir da Lei dos Gases Perfeitos (a pressão na seção de teste é sempre  $\cong 1$  bar, isto é, próxima da atmosférica),

$$r_G(T) = \frac{P_a}{R T_a} \quad (4.22)$$

onde  $P_a$  é a pressão absoluta em Pascal:  $P_a = P_{atm} + P$ , e  $P_{atm}$  é a pressão barométrica, medida pelo equipamento descrito no item 2.2.4;

$T_a$  é a temperatura absoluta em Kelvin:  $T_a = 273,15 + T$ ;

$R = 287,9$  [J/(kg K)], para ar teórico com 78% de N<sub>2</sub> e 22% O<sub>2</sub>,

Nos programas de tratamento de dados apresentados a seguir foi implantado um filtro digital para reduzir o ruído dos sinais provenientes dos medidores de espessura da camada de líquido  $h_L$ , devido principalmente aos fenômenos aleatórios do escoamento bifásico.

O mesmo arquivo de dados gerado pelo programa de aquisição de dados durante a fase de testes foi utilizado na determinação dos parâmetros dos escoamentos correspondentes aos pontos indicados na Figura 4.2.

a. Densidade de probabilidade usada na determinação dos padrões de escoamento

A análise da função densidade de probabilidade (FDP) e da média dos sinais do medidor de espessura da camada de líquido  $h_L$  permite caracterizar o padrão do escoamento sem que sua visualização seja necessária.[Costigan e Whalley (1996) e Lowe e Rezkallah (1997)].

Por exemplo, a Figura 4.12 retirada do trabalho de Costigan e Whalley (1996) mostra várias distribuições da densidade de probabilidade dos sinais de um medidor de fração de vazio para um escoamento ar-água vertical em um tubo de 50 mm de diâmetro interno.

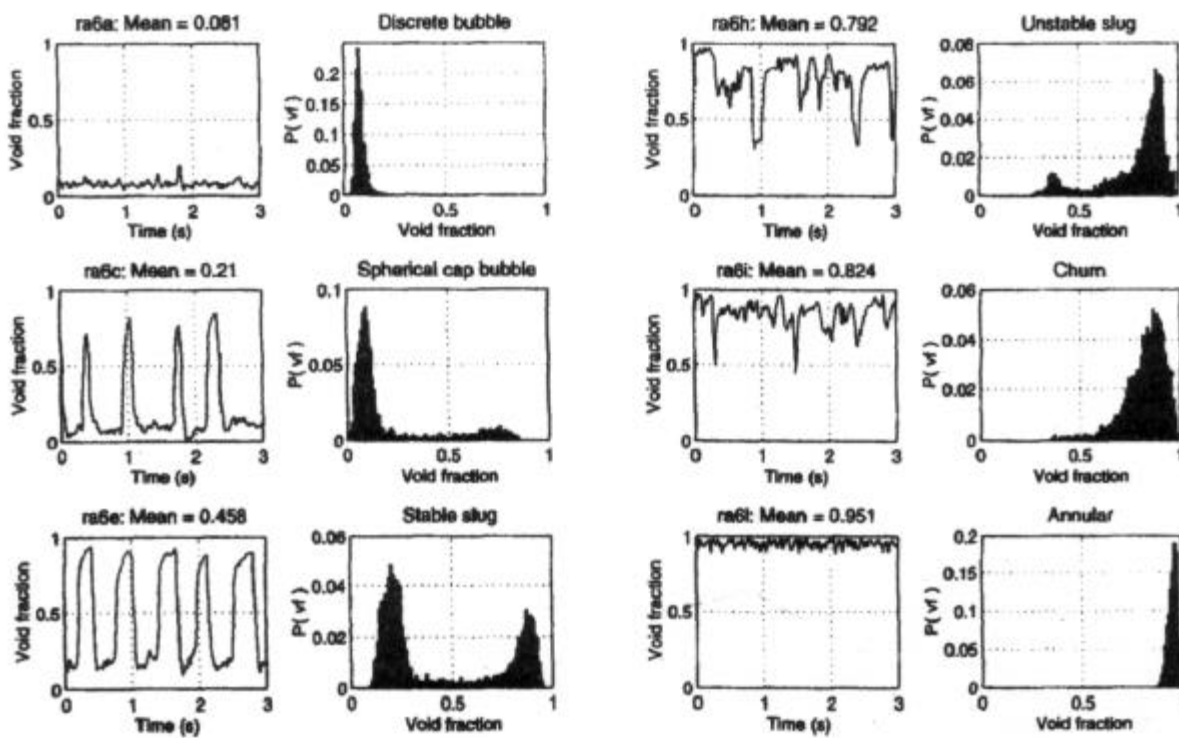


Figura 4.12 – Gráficos da densidade de probabilidade para vários escoamentos gás-líquido

Fonte: [Costigan e Whalley (1996)]

Na Figura 4.12 as distribuições se apresentam como um conjunto de picos e vales que representam uma “impressão digital” do escoamento, e que podem ser utilizados na

caracterização dos padrões, como é discutido posteriormente no item 6.2.1. A mesma técnica utilizada pelos autores para escoamento vertical pode ser utilizada para escoamento horizontal [Lowe e Rezkallah (1997)].

No Apêndice B.3 é apresentada a metodologia de cálculo da distribuição da densidade de probabilidade para um conjunto  $x[i]$  com  $N$  amostras adquiridas. As probabilidades calculadas para cada amostra são divididas em famílias e a forma desta distribuição constitui como uma "impressão digital" do escoamento.

Como discutido anteriormente, os sinais de tensão relativos à espessura da camada de líquido  $h_L$  são armazenados em um arquivo binário pelo sistema de aquisição de dados. O processo de conversão dos valores de tensão elétrica em “espessuras”, como discutido nos itens 3.3.2 e 3.3.3, e os cálculos das distribuições de probabilidade são executados posteriormente por um programa computacional de tratamento de dados, descrito a seguir.

#### Programa computacional MAPA.FOR

A Figura 4.13 (a) apresenta o diagrama em blocos do programa computacional MAPA.FOR apresentado no Anexo A.3, desenvolvido em FORTRAN 77.

O arquivo gerado pelo programa de aquisição de dados durante a fase de testes do conjunto de amostras de valores de tensão elétrica provenientes do medidor de espessura da camada de líquido é lido na subrotina INPUT, além do tamanho do conjunto de amostras,  $NS$ , da taxa de aquisição,  $SR$ , das vazões de líquido e de gás, do diâmetro do tubo,  $D$ , e da distância entre os eletrodos,  $LE$ . Os sinais de tensão são filtrados na subrotina LPFILTER, para reduzir o ruído do sinal. Em seguida os sinais de tensão são corrigidos em função da temperatura do líquido, como foi descrito no item 3.3.3, e depois são convertidos em valores de espessura da camada de líquido adimensional  $h_L/D$  no bloco seguinte. Um conjunto de amostras de tamanho definido (10, 30 ou 60 s)  $V$  é armazenado para a confecção de gráficos e posterior análise. A subrotina PDFHL calcula a densidade de probabilidades dos sinais de  $h_L/D$ , como descrito no Apêndice B.3, e os resultados são armazenados em um arquivo de saída.

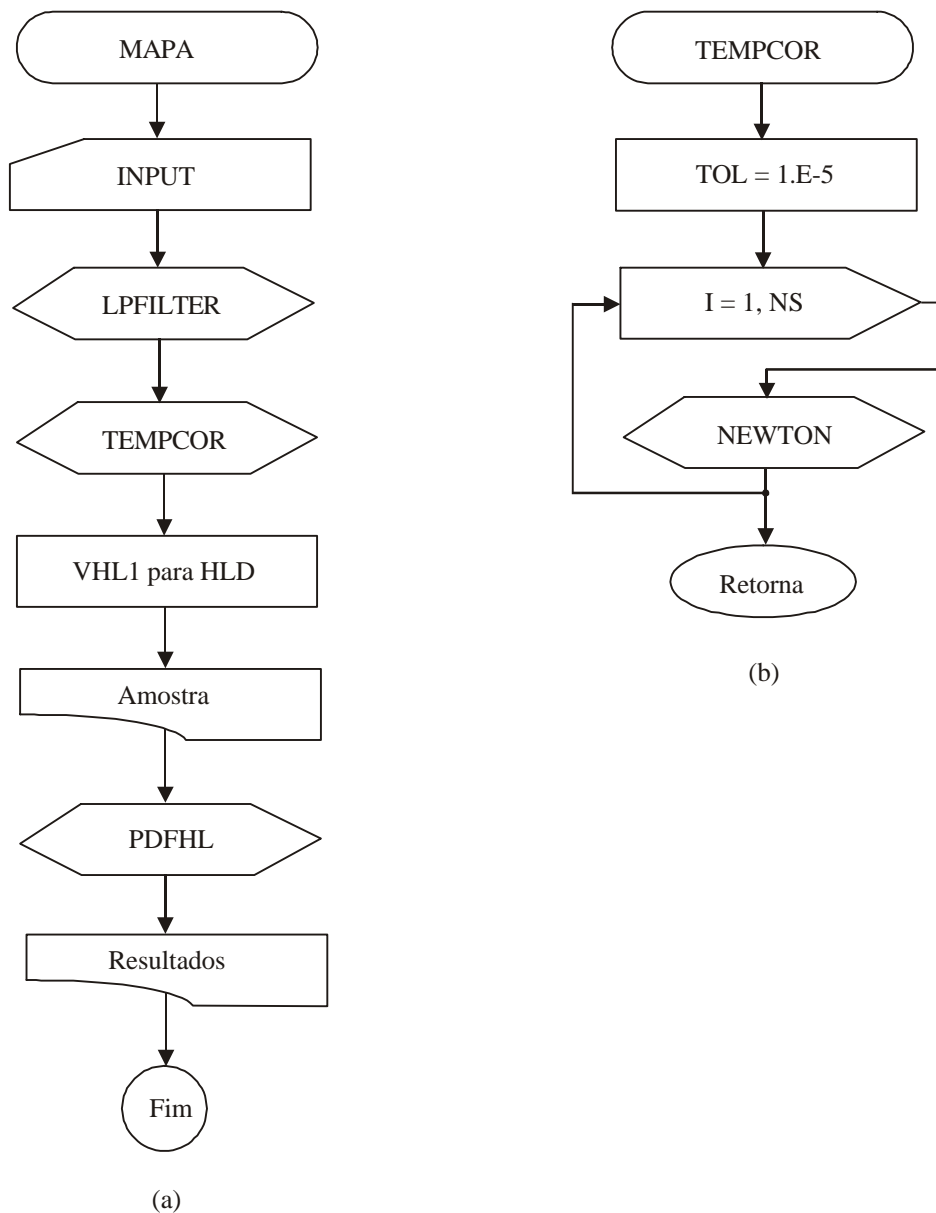


Figura 4.13 – Diagrama em blocos do programa computacional MAPA.FOR

A subrotina TEMPCOR, cujo diagrama em blocos é apresentado na Figura 4.13 (b), efetua a correção dos valores de tensão elétrica em função da temperatura do líquido em 1,  $T_l$ , como discutido no item 3.3.3. O processo ocorre dentro de um laço de  $I = 1$  até  $I = NS$ , isto é, para cada amostra do conjunto adquirido. A subrotina NEWTON resolve iterativamente a Eq.(3.7) para obter a tensão de saída  $V_0$  corrigida. Quando  $I = NS$  o subprograma retorna para MAPA. Vale

ressaltar que a mesma lógica de TEMPCOR é usada nos programas subseqüentes de tratamento junto aos sinais de espessura da camada de líquido e de fração de vazio.

## b. Cálculo da velocidade média de bolhas e pistões através da técnica da Correlação Cruzada de Sinais (CCS)

A velocidade média translacional do escoamento na tubulação,  $u_t$ , para o escoamento pistonado foi determinada através da técnica de correlação cruzada de sinais adquiridos dos dois canais do medidor de espessura da camada de líquido  $h_L$ , como mostrado na Figura 4.14.

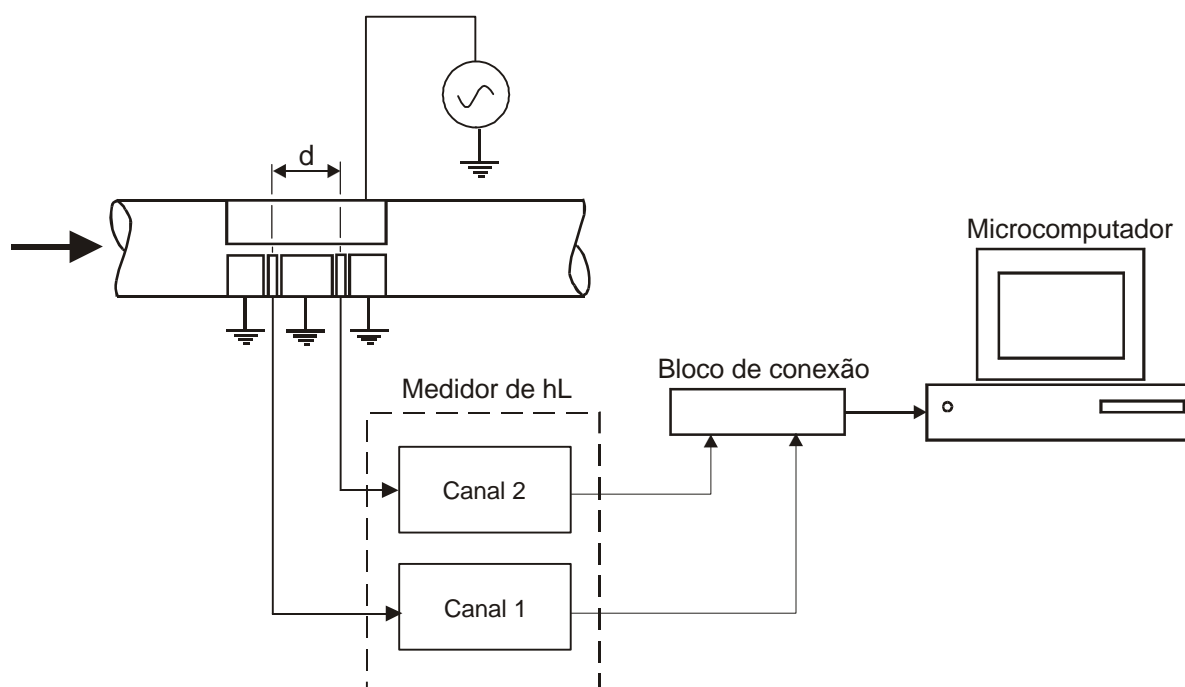


Figura 4.14 – Caminho dos sinais de  $h_L$  utilizados no cálculo da velocidade translacional média do escoamento pistonado

A correlação cruzada, apresentada no Apêndice B.4, é feita com os sinais de tensão de ambos os canais que foram armazenados em um arquivo binário pelo programa de aquisição de dados. Foi elaborado um programa computacional de tratamento de dados que é apresentado no item a subseqüente.

A Figura 4.15 mostra um exemplo dos sinais de tensão provenientes de ambos os canais do medidor de espessura da camada de líquido do medidor. Estes sinais foram utilizados para calcular a velocidade média translacional do escoamento através da correlação cruzada dos dois sinais como apresentada no Apêndice B.4.

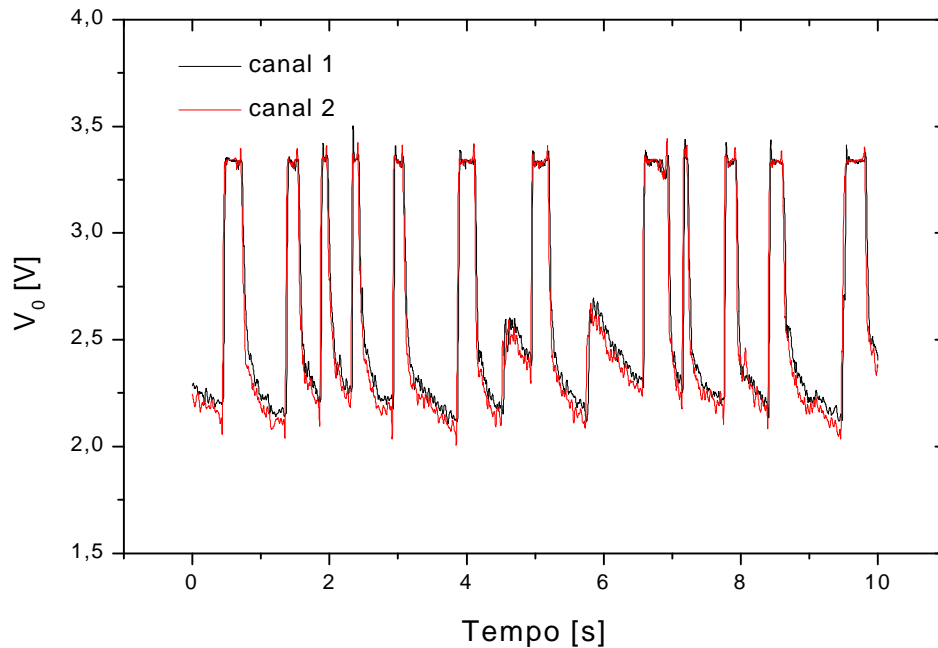


Figura 4.15 – Amostra dos sinais de tensão para correlação cruzada

$$u_{LS} = 0,80 \text{ m/s e } u_{GS} = 1,36 \text{ m/s}$$

A Figura 4.15 mostra um exemplo dos sinais provenientes de ambos os canais do medidor esquematizado na Figura 4.14. Observa-se a presença de uma componente de alta frequência junto aos sinais representando um ruído principalmente devido aos transitórios do escoamento em si. A operação de correlação é efetuada nos sinais como apresentados na figura.

A Figura 4.16 apresenta o gráfico da função  $r_{xy}$  de correlação cruzada, conforme o Apêndice B.4, em função do número de amostras (deslocamento). O gráfico apresenta o ponto de máximo quando o número de amostras deslocadas  $N_S = 14$ , o que significa que o tempo de deslocamento é igual a 14 dividido pela taxa de amostragem, que neste caso é igual a 800 Hz, isto é, 0,0175 s. Se a distância entre os eletrodos for igual a 54 mm, então a velocidade translacional média do escoamento é igual a 0,054 dividido por 0,01704, que é igual a 3,086 m/s. Utilizando o

recurso de interpolação descrito no Apêndice B.4, Figura B.5, no entanto, o tempo de deslocamento foi calculado igual a 0,0170452 s e a velocidade média a 3,1680 m/s.

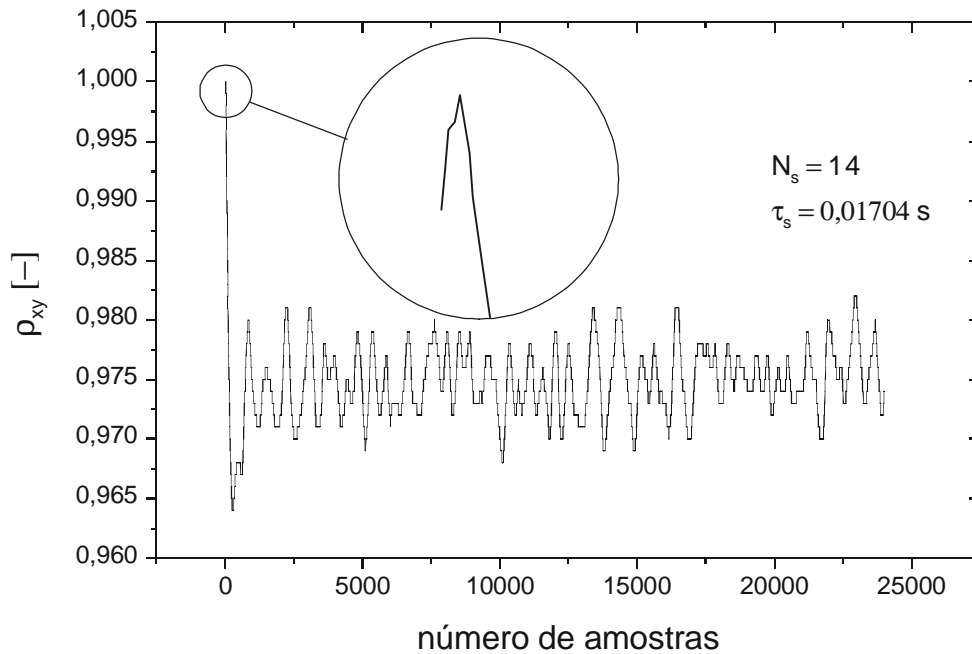


Figura 4.16 – Amostra dos sinais de tensão para correlação cruzada

$$u_{LS} = 0,80 \text{ m/s e } u_{GS} = 1,36 \text{ m/s}$$

### c. Determinação do tempo de passagem de pistões utilizando análise de sinais e cálculo do comprimento dos pistões

O produto do intervalo de tempo de passagem de um pistão de líquido,  $Dt$ , pela sua velocidade média,  $u_m$ , é igual ao seu comprimento  $l_s$ :

$$l_s = u_m Dt \quad (4.23)$$

onde o intervalo de tempo é definido entre a passagem da cabeça e da cauda do pistão.

Se num certo tempo passam  $M$  pistões de líquido pela seção de medida, então, se for conhecido o intervalo de tempo de passagem de cada pistão  $i$ ,  $Dt_i$ , o comprimento de cada pistão,  $l_{s,i}$  pode ser calculado através da Eq.(4.24):

$$l_{s,i} = u_t Dt_i \quad (4.24)$$

onde a velocidade média de cada pistão foi aproximada à velocidade média translacional do escoamento [Mi *et al.* (2001)],  $u_t$ , como foi discutido no item anterior.

Os intervalos de tempo  $Dt_i$  de cada pistão  $i$  são determinados através de tratamento dos sinais do medidor de espessura da camada de líquido,  $h_L$ . A Figura 4.17 apresenta os sinais de espessura da camada de líquido adimensional  $h_L/D$  (preto), com os sinais de uma variável auxiliar,  $V_{aux}$ , (vermelho), que é igual a zero quando  $h_L/D \leq 0,6$ , e igual a 1 quando  $h_L/D > 1$ , onde  $(h_L/D)_b = 0,6$  é definido como a linha base de cálculo dos intervalos de tempo.

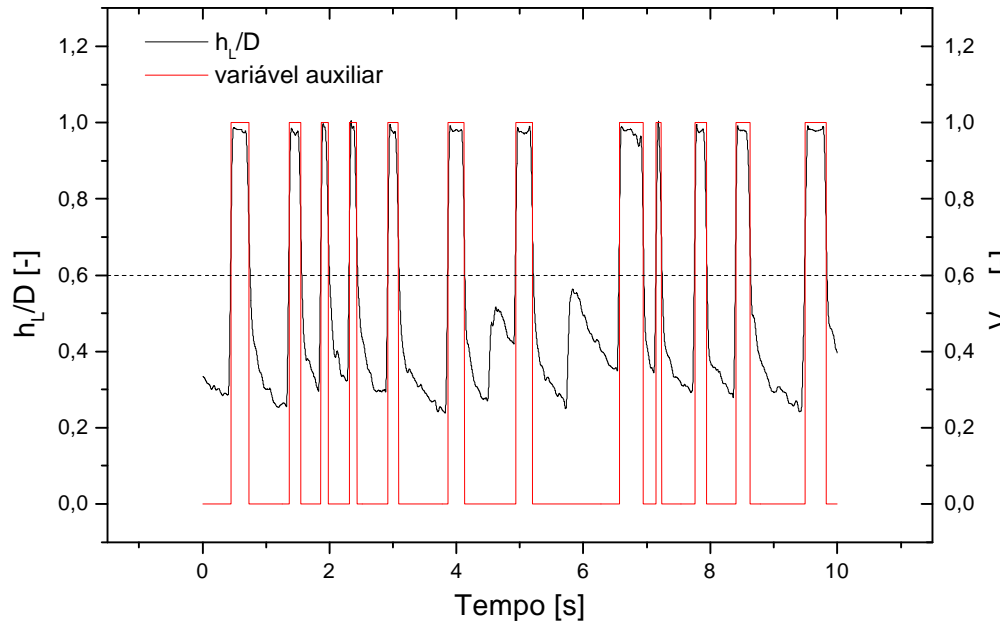


Figura 4.17 – Gráfico de  $h_L/D$  e de  $V_{aux}$  versus tempo,  $u_{LS} = 0,80$  m/s e  $u_{GS} = 1,36$  m/s



$$\begin{cases} V_{aux} = 0 & \text{quando } \frac{h_L}{D} \leq \left(\frac{h_L}{D}\right)_b \\ V_{aux} = 1 & \text{quando } \frac{h_L}{D} > \left(\frac{h_L}{D}\right)_b \end{cases} \quad (4.25)$$

Os intervalos de tempo  $Dt_i$  são determinados calculando-se os tempos em que a  $V_{aux}$  permanece igual a 1, através de um programa de tratamento de dados descrito a seguir. É importante observar que os intervalos de tempo em que  $V_{aux}$  permanece igual a zero corresponde às bolhas alongadas.

A escolha da linha base  $(h_L/D)_b$  foi feita através de tentativas e análises de gráficos, como o mostrado na Figura 4.17. A escolha é feita quando a linha base não “toca” em picos intermediários no interior de bolhas alongadas como os mostrados na figura, o que ocorreria caso  $(h_L/D)_b$  fosse igual a, por exemplo, 0,5. De forma geral o valor de  $(h_L/D)_b = 0,6$  mostrou-se adequado para a grande maioria dos testes realizados.

#### Programa computacional LENGCL.FOR

A Figura 4.18 apresenta o diagrama em blocos do programa computacional LENGCL.FOR, apresentado no Anexo A.4, desenvolvido em FORTRAN 77.

O arquivo gerado pelo programa de aquisição de dados gerado durante a fase de testes, que contém o conjunto de amostras de valores de tensões elétricas provenientes dos dois canais do medidor de espessura da camada de líquido, é lido na subrotina INPUT, juntamente com o tamanho do conjunto de amostras,  $NS$ , da taxa de aquisição,  $SR$ , do diâmetro do tubo,  $D$ , e da distância entre os eletrodos,  $LE$ . Na subrotina CCORR é efetuada a correlação cruzada de sinais e é calculada a velocidade translacional do escoamento. Os sinais provenientes do canal 1 são filtrados em LPFILTER e corrigidos em função da temperatura do líquido em TEMPCOR. Depois, os sinais de tensão são convertidos em “espessuras” no bloco seguinte. Os intervalos de

tempo de passagem dos pistões são determinados na subrotina TIMEDELAY, como descrito anteriormente. Na subrotina STAT é efetuado o produto dos intervalos de tempo com a velocidade translacional do escoamento calculando, assim, o comprimento de cada pistão de líquido. Na mesma subrotina, são calculados os histogramas dos comprimentos dos pistões e os resultados são armazenados em um arquivo. Um conjunto de amostras de  $h_L/D$  versus tempo (taxa de aquisição vezes o número da amostra) também é armazenado, bem como os resultados do número de pistões contabilizados, comprimento médio, etc, em outro arquivo.

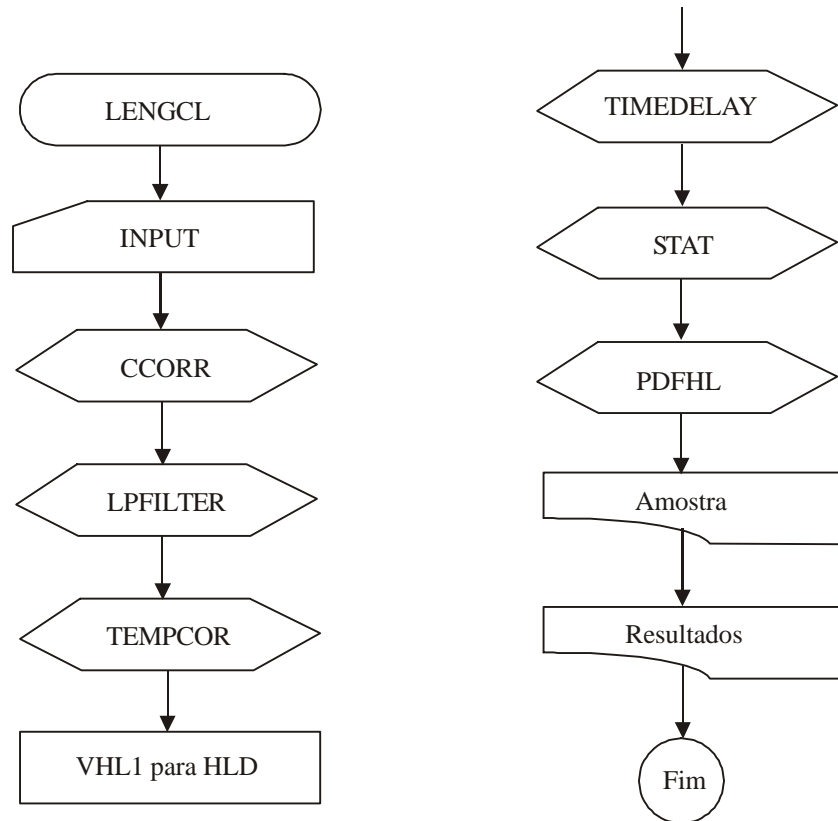


Figura 4.18 – Diagrama em blocos do programa computacional LENGCL.FOR

#### d. Determinação do perfil das bolhas alongadas

Os perfis das bolhas alongadas são determinados utilizando o mesmo recurso de tratamento de dados descrito no item anterior. Os intervalos de tempo nos quais a variável auxiliar  $V_{aux}$  permanece igual a zero referem-se às bolhas alongadas, como mostrado na Figura 4.17. A

determinação das amostras de  $h_L/D$  em que  $V_{aux} = 0$ , é realizada por um programa computacional, que é descrito a seguir.

Em um dado intervalo de tempo passam pela região de teste  $N$  bolhas de vários comprimentos. Uma amostra de três bolhas de comprimento o mais próximo da média foi utilizado para estudar o perfil das mesmas, isto é, foram determinados os intervalos de tempo de passagem  $Dt_j$  de cada bolha  $j$ , e, em seguida, o valor do intervalo médio, conforme o Apêndice B.1. Na sequência são determinadas as três bolhas do conjunto de amostras cujos intervalos de tempo mais se aproximam do valor médio.

O mesmo procedimento é efetuado para os pistões de líquido determinando, assim, três pistões de comprimento médio.

#### Programa computacional PROFILE.FOR

A Figura 4.19 apresenta o diagrama em blocos do programa computacional PROFILE.FOR, apresentado no Anexo A.5, desenvolvido em FORTRAN 77.

O arquivo gerado pelo programa de aquisição de dados durante a fase de testes, e que contém o conjunto de amostras de valores de tensões elétricas provenientes do medidor de espessura da camada de líquido, é lido na subrotina INPUT, juntamente com o tamanho do conjunto de amostras,  $NS$ , a taxa de aquisição,  $SR$ , o diâmetro do tubo,  $D$ , e a distância entre os eletrodos,  $LE$ . O sinal é filtrado em LPFILTER e corrigido em função da temperatura do líquido em TEMPCOR. No bloco seguinte os sinais de tensão são convertidos em espessuras a partir da curva de calibração do medidor, Figura 3.41. Na subrotina TIMEDELAY são determinados os intervalos de tempo de passagem de cada bolha alongada. Na subrotina STAT é calculado o valor médio dos intervalos de tempo, e determinados os conjuntos de amostras de  $h_L/D$  versus tempo de três (3) bolhas com intervalos de tempo o mais próximos do valor médio, como descrito. Finalmente os resultados são armazenados em um arquivo de saída.

No mesmo programa o procedimento para determinar o perfil de três (3) bolhas alongadas é utilizado para obter a chamada altura efetiva de três (3) pistões de líquido. Os gráficos são apresentados em 6.2.3.

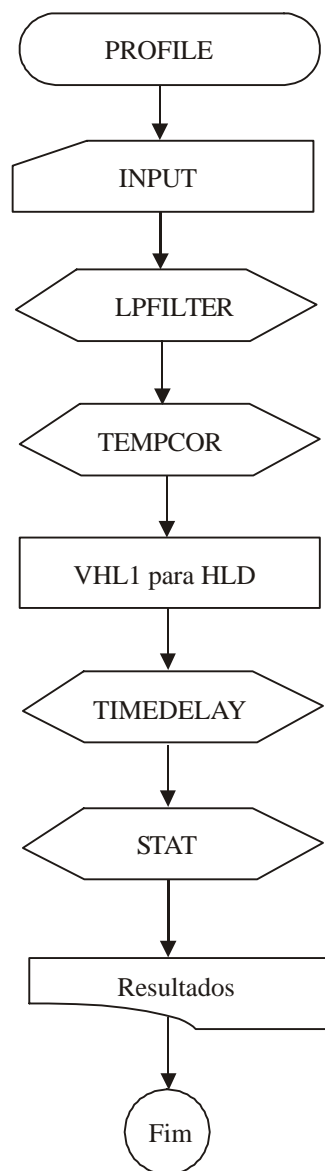


Figura 4.19 – Diagrama em blocos do programa computacional PROFILE.FOR

#### 4.3.3 Redução dos dados de ensaio do tê

Neste item é apresentada a metodologia de redução de dados dos experimentos realizados na ramificação tê.

Um. filtro digital foi implantado no programa de tratamento de dados para reduzir o ruído dos sinais provenientes dos medidores de fração de vazio  $\underline{a}_2$  e  $\underline{a}_3$ , da pressão diferencial  $\underline{Dp}_{12}$ ,  $\underline{Dp}_{13}$ ,  $\underline{Dp}_{V2}$  e  $\underline{Dp}_{V3}$  e da espessura do filme de líquido  $h_L$ , devido principalmente aos fenômenos aleatórios do escoamento bifásico.

#### a. Distribuição das fases entre os ramais do tê

As descargas bifásicas nos ramais, de líquido,  $M_L$  e de gás,  $M_G$ , foram determinadas através dos medidores de descarga bifásica MDB2 e MDB3, mostrados na Figura 2.3, instalados nos ramais principal (2) e secundário (3), como apresentado em 3.4. Para tanto, foram adquiridos os sinais das pressões diferenciais  $\underline{Dp}_{V2}$  e  $\underline{Dp}_{V3}$  através dos venturis DPV2 e DPV3, e da fração de vazio em FV2e FV3, em cada ramal. Além disso, foram determinadas as descargas bifásica,  $M_I$ , de líquido,  $M_{LI}$ , e de gás,  $M_{GI}$  nas linhas monofásicas, através do produto das vazões médias  $Q_L$  e  $Q_G$  com as densidades dos fluidos, calculadas através das Eq.(4.21) e (4.22) com  $p_G$ ,  $T_G$ , e  $T_L$ .

$$M_{LI} = r_L Q_L \quad (4.26)$$

$$M_{GI} = r_G Q_G \quad (4.27)$$

$$M_I = M_{LI} + M_{GI} \quad (4.28)$$

Também foram utilizadas as frações de desvio, definidas como:

$$F_{I2} = \frac{M_2}{M_I} \quad (4.29)$$

$$F_{I3} = \frac{M_3}{M_I} \quad (4.30)$$

$$(F_{12})_L = \frac{M_{L2}}{M_{L1}} \quad (4.31)$$

$$(F_{13})_L = \frac{M_{L3}}{M_{L1}} \quad (4.32)$$

$$(F_{12})_G = \frac{M_{G2}}{M_{G1}} \quad (4.33)$$

$$(F_{13})_G = \frac{M_{G3}}{M_{G1}} \quad (4.34)$$

onde  $F_{12}$  é a fração de descargas bifásicas entre os ramais de entrada (1) e principal (2);

$F_{13}$  é a fração de descargas de bifásicas entre os ramais de entrada (1) e lateral (3);

$(F_{12})_L$  é a fração de descargas de líquido entre os ramais de entrada (1) e principal (2);

$(F_{13})_L$  é a fração de descargas de líquido entre os ramais de entrada (1) e lateral (3);

$(F_{12})_G$  é a fração de descargas de gás entre os ramais de entrada (1) e principal (2);

$(F_{13})_G$  é a fração de descargas de gás entre os ramais de entrada (1) e lateral (3);

$M_2$  é a descarga bifásica no ramal principal (2);

$M_3$  é a descarga bifásica no ramal lateral (3);

$M_{L2}$  é a descarga de líquido no ramal principal (2);

$M_{L3}$  é a descarga de líquido no ramal lateral (3);

$M_{G2}$  é a descarga de gás no ramal principal (2);

$M_{G3}$  é a descarga de gás no ramal lateral (3);

As frações  $F_{13}$ ,  $(F_{13})_L$  e  $(F_{13})_G$  recebem nomes especiais: fração de desvio bifásica, fração de desvio de líquido e fração de desvio de gás, respectivamente.

A partir das equações de continuidade das fases entre os ramais:

$$M_{L1} = M_{L2} + M_{L3} \quad (4.35)$$

$$M_{G1} = M_{G2} + M_{G3} \quad (4.36)$$

$$M_1 = M_2 + M_3 \quad (4.37)$$

podem ser obtidas as seguintes relações a partir das Eqs. (4.29)-(4.34),

$$F_{I2} + F_{I3} = 1 \quad (4.38)$$

$$(F_{I2})_L + (F_{I3})_L = 1 \quad (4.39)$$

$$(F_{I2})_G + (F_{I3})_G = 1 \quad (4.40)$$

As relações representadas pelas Eq.(4.38)-(4.40) são válidas, no entanto, para uma condição ideal, quando não existem erros na medida das descargas nos ramais. Elas são utilizadas na avaliação da qualidade dos testes de medida das descargas utilizando tubos de venturi.

## b. Pressão diferencial entre os ramais

Os sinais das pressões diferenciais  $Dp_{I2}$ , entre o a tomada 1 no ramal de entrada e a tomada 2 no ramal principal e  $Dp_{I3}$ , entre a tomada 1 e a tomada 3 no ramal lateral, medidas com DP12 e DP13, são adquiridos e armazenados em um arquivo binário pelo programa de aquisição de dados.

Os sinais de tensão são filtrados e convertidos nas pressões  $Dp_{I2}$  e  $Dp_{I3}$ , utilizando as funções de conversão apresentadas em 4.3.1, pelo programa de tratamento de dados descrito a seguir. São calculados os valores médios utilizando a metodologia apresentada no Apêndice B.1.

As quebras de pressão médias  $Dp_{12}$  e  $Dp_{13}$  para cada ponto experimental, descrito no item 4.2.1, são comparadas com os resultados do modelo teórico desenvolvido no item 6.3.2.

### Programa computacional TEE.FOR

A Figura 4.20 apresenta o diagrama em blocos do programa computacional TEE.FOR, apresentado no Anexo A.6, desenvolvido em FORTRAN 77.

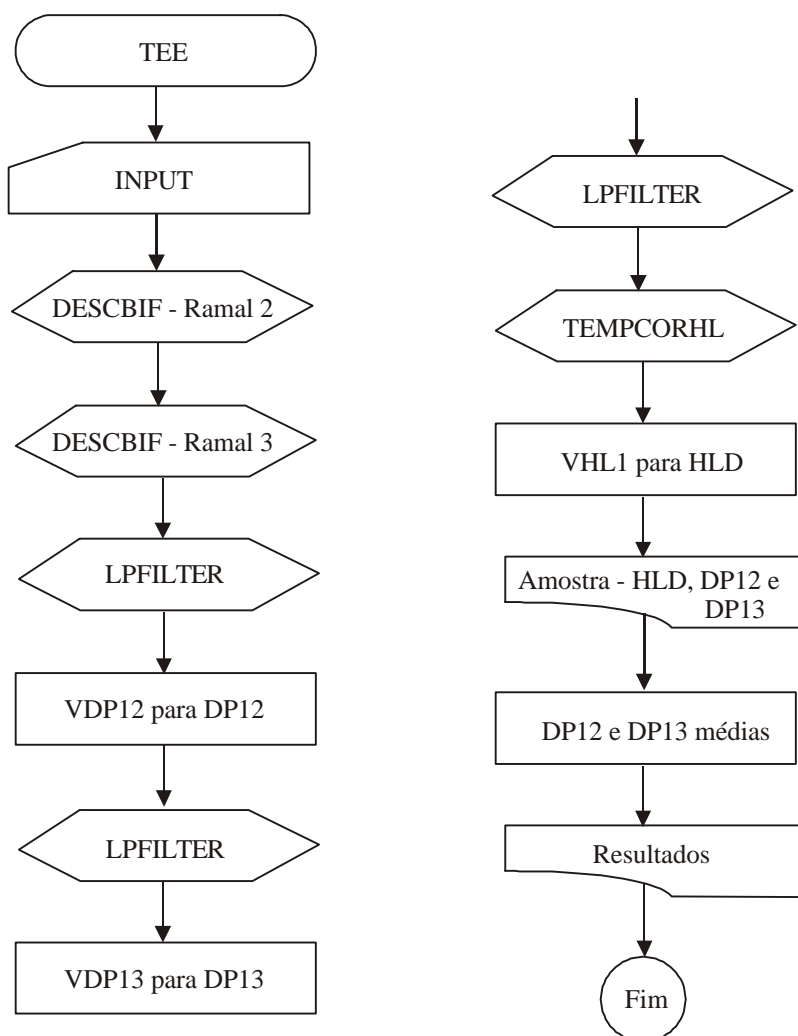


Figura 4.20 – Diagrama em blocos do programa computacional TEE.FOR



O arquivo gerado pelo programa de aquisição de dados durante a fase de testes, e que contém o conjunto de amostras de valores de tensões elétricas provenientes dos medidores de pressão diferencial, de fração de vazio e de espessura da camada de líquido é lido na subrotina INPUT, além do tamanho do conjunto de amostras,  $NS$ , da taxa de aquisição,  $SR$ , das vazões de líquido e de gás, do diâmetro do tubo,  $D$ , e da distância entre os eletrodos,  $LE$ . São calculadas as descargas em cada ramal utilizando um subprograma semelhante ao apresentado na Figura 3.87, no item 3.4. Em seguida os sinais de tensão dos medidores de pressão diferencial entre os ramos do tê são filtrados e convertidos em pressão através das funções de conversão dos medidores, vistas no item 4.3.1, entre os ramos 1 e 2, e entre os ramos 1 e 3. Na sequência, os sinais de espessura da camada de líquido são filtrados, corrigidos em função da temperatura de líquido em TEMPCORHL e convertidos em “espessuras” no bloco seguinte. Um conjunto de amostras do sinal de  $\underline{Dp}_{12}$ ,  $\underline{Dp}_{13}$  e  $h_L/D$  e do tempo relativo é armazenada em arquivo para confecção de gráficos. No bloco seguinte são calculadas as quebras de pressão médias entre os ramos, sendo os resultados do processamento armazenados em um arquivo: as quebras de pressão médias, as descargas em cada ramal e também na entrada do tê, e as frações de desvio.

## **CAPÍTULO 5**

### **MODELAGEM DO ESCOAMENTO PISTONADO GÁS-LÍQUIDO HORIZONTAL EM TÊS**

Neste capítulo são apresentadas as bases da modelagem do escoamento pistonado horizontal em ramificações tê.

#### **5.1 Introdução**

O modelo proposto é composto basicamente de três outros:

- Modelo de escoamento gás-líquido em tês, que é dependente do padrão do escoamento na entrada (pistonado),
- Modelo de escoamento pistonado horizontal unidimensional, utilizado para quantificar os parâmetros do escoamento na entrada do tê (comprimento e perfil da bolha, etc), e
- Modelo de cálculo da distribuição estatística do comprimento dos pistões na entrada do tê, que é necessário para o modelo de escoamento pistonado.

A metodologia baseia-se na divisão do escoamento pistonado em duas regiões:

- Pistão de líquido, com escoamento semelhante ao em bolhas dispersas e
- Bolha alongada (escoamento semelhante ao estratificado).

O método proposto prevê o fechamento do modelo de escoamento pistonado no tê computando simultaneamente quatro equações:

- Balanço de massa da mistura,
- Balanço de massa da fase gasosa,
- Balanço de quantidade de movimento nos ramais de entrada e principal, e
- Balanço de quantidade de movimento nos ramais de entrada e lateral do te

Porém, são cinco as incógnitas:

- Quebra de pressão entre os ramais,
- Descargas no ramal principal e no ramal lateral, e
- Títulos no ramal principal e no ramal lateral.

A quinta equação é obtida utilizando o conceito de zonas de influência e linhas de corrente divisoras introduzido por Azzopardi e Whalley (1982) e usado por Hwang *et al.* (1988). Neste caso, as características de distribuição de fase de cada região de desvio são computadas separadamente.

## 5.2 Escoamento Pistonado Horizontal

O modelo de escoamento pistonado foi baseado nos trabalhos de Taitel e Barnea (1990) e Cook e Behnia (1997).

### 5.2.1 Modelagem

A Figura 5.1 mostra a geometria básica de uma unidade do escoamento pistonado estável de comprimento  $l_u$  em um tubo horizontal. O corpo do escoamento pode ser subdividido em duas partes: a região do pistão de líquido de comprimento  $l_s$  e a região da bolha alongada, mais

comumente chamada de região da bolha alongada, de comprimento  $l_f$ . O pistão de líquido contém normalmente pequenas bolhas em toda a área de seção transversal e ao longo do comprimento do pistão de líquido, no qual a concentração volumétrica média é dada por  $\underline{a}_s$ . A velocidade média do líquido no pistão é designada por  $u_L$  e a das bolhas dispersas por  $u_b$ . As velocidades  $u_L$  e  $u_b$  não são necessariamente iguais, embora para escoamento horizontal esta seja uma hipótese razoável.

A região da bolha alongada compreende uma camada de líquido de espessura variável sob a bolha alongada. A bolha alongada percorre o tubo com velocidade translacional  $u_t$ . A velocidade do líquido abaixo da bolha alongada é designada por  $u_f$  e a do gás por  $u_g$ . É importante notar que as velocidades do líquido e do gás variam ao longo do tubo devido à variação da espessura da camada de líquido logo após o pistão de líquido,  $h_f(z)$ .

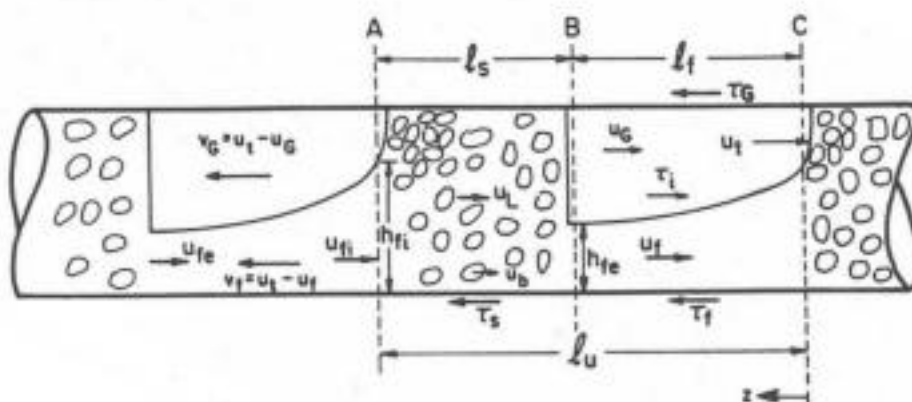


Figura 5.1 - Modelo do escoamento estratificado horizontal

Segundo Taitel e Barnea (1990), considerando ambas as fases incompressíveis, o balanço de massa do líquido numa unidade do escoamento pistonado resulta em,

$$u_{LS} = u_L R_s \frac{l_s}{l_u} + \int_0^{l_f} u_f R_f \frac{dz}{l_u} \quad (5.1)$$

onde  $R_f$  é a fração de líquido ou *holdup* local médio na seção transversal ( $A_f/A$ ),  $u_f$  é a velocidade média correspondente e  $z$  é a coordenada axial ao longo da região da bolha alongada.

Fazendo o balanço de massa de líquido relativa a um sistema de coordenadas que se move com velocidade translacional  $u_t$  (neste caso, a visão do escoamento pistonado permanece congelada no espaço), produz,

$$(u_t - u_f)R_f = (u_t - u_L)R_s \quad (5.2)$$

As Eqs. (5.1) e (5.2) podem ser combinadas da seguinte forma,

$$u_{LS} = u_L R_s + u_t (1 - R_s) \frac{l_f}{l_u} - \frac{u_t}{l_u} \int_0^{l_f} \underline{a}_f dx \quad (5.3)$$

onde  $\underline{a}_f$  é igual a  $1 - R_f$ .

A vazão total  $u_s A$  é constante em qualquer seção transversal do tubo,

$$u_s = u_{LS} + u_{GS} = u_L R_s + u_b \underline{a}_s \quad (5.4)$$

onde  $u_s$  é a velocidade da mistura dentro do pistão de líquido.

A fração de vazio volumétrica média em uma unidade do escoamento pistonado  $\underline{a}_u$  é,

$$\underline{a}_u = \frac{\underline{a}_s l_s + \int_0^{l_f} \underline{a}_f dx}{l_u} \quad (5.5)$$

Usando a Eq.(5.3) para eliminar a integral na Eq.(5.5),

$$\mathbf{a}_u = \frac{-u_{LS} + u_L R_s + u_t \mathbf{a}_s}{u_t} = \frac{u_{GS} - u_b \mathbf{a}_s + u_t \mathbf{a}_s}{u_t} \quad (5.6)$$

Este resultado mostra que a fração de vazio média não depende da forma da bolha alongada e pode ser diretamente calculada sem a necessidade de determinar a estrutura detalhada do escoamento.

Para se calcular o comprimento da bolha alongada  $l_f$ , sua forma  $h_f(z)$  e o perfil de velocidades ao longo do líquido abaixo da bolha alongada  $u_f(z)$ , isto é, determinar a solução hidrodinâmica na região da bolha alongada, são tomadas as equações de balanço de quantidade de movimento para o líquido escoando embaixo e o gás em cima relativamente a um sistema de coordenadas movendo-se com velocidade  $u_t$ :

$$\mathbf{r}_L v_f \frac{\partial v_f}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\mathbf{t}_f S_f}{A_f} - \frac{\mathbf{t}_i S_i}{A_f} - \mathbf{r}_L g \frac{\partial h_f}{\partial z} \quad (5.7)$$

$$\mathbf{r}_G v_G \frac{\partial v_G}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\mathbf{t}_G S_G}{A_G} + \frac{\mathbf{t}_i S_i}{A_G} - \mathbf{r}_G g \frac{\partial h_f}{\partial z} \quad (5.8)$$

onde  $v_f = u_t - u_f$  e  $v_G = u_t - u_G$ . É importante notar que, embora estas equações sejam escritas em função das velocidades relativas  $v_f$  e  $v_G$ , os termos de tensão cisalhante são expressos em função das velocidades absolutas. A Figura 5.1 mostra a direção positiva das tensões cisalhantes.

$$\mathbf{t}_f = f_f \frac{|u_f| u_f}{2} \quad (5.9)$$

$$\mathbf{t}_G = f_G \frac{|u_G| u_G}{2} \quad (5.10)$$

$$\mathbf{t}_i = f_i \frac{\mathbf{r}_G |u_G - u_f| (u_G - u_f)}{2} \quad (5.11)$$

onde  $f_f$ ,  $f_G$  e  $f_i$  são os fatores de atrito entre o líquido e a parede do tubo, entre o gás e a parede do tubo e na interface gás-líquido, respectivamente. As velocidades  $u_f$  e  $u_G$  são positivas na direção do escoamento ( $x$ ).

Para tubos de parede lisa a equação de Blasius pode ser usada,

$$f_f = C_f \left( \frac{\mathbf{r}_f D_h u_f}{m_f} \right)^n \quad (5.12)$$

onde  $D_h = 4A_f/S_f$  é o diâmetro hidráulico. Uma expressão similar pode ser usada para o gás considerando, porém, que o diâmetro hidráulico seja calculado como  $D_h = 4A_G/(S_G + S_i)$  [Taitel e Barnea (1976)]. Para escoamento laminar  $C_f = 16$  e  $n = -1$ , enquanto que para escoamento turbulento  $C_f = 0,046$  e  $n = -0,2$ .

Mais complicado é a determinação do fator de atrito interfacial  $f_i$ . Para o caso de baixas velocidades do líquido e do gás o fator de atrito para superfícies lisas pode ser usado, porém, quando a interface é ondulada a estrutura das ondas é quem determina a magnitude do fator de atrito médio e, infelizmente, devido à complexidade da estrutura das ondas, o fator de atrito não pode ser calculado satisfatoriamente para todos os casos. Para escoamento estratificado ondulado, um valor constante  $f_i = 0,014$  costuma ser utilizado [Cohen e Hanratty (1968) e Shoham e Taitel (1984)].

É importante lembrar que a forma exata da bolha alongada é complexa, especialmente próximo da cauda do pistão de líquido. Este é um problema tridimensional e uma aproximação razoável é considerar uma análise unidimensional baseada na teoria de canais abertos, como foi feito por Duckler e Hubbard (1975) e aprimorado por Kokal e Stanislav (1989), para incluir o atrito das fases na interface.

Nas Eq.(5.7) e (5.8), eliminando o gradiente de pressão e usando os balanços de massa,

$$v_f = (u_t - u_L) \frac{R_s}{R_f} \quad (5.13)$$

$$v_G = (u_t - u_b) \left( \frac{1 - R_s}{1 - R_f} \right) \quad (5.14)$$

obtém-se a seguinte equação diferencial de  $h_f$  em função de  $z$ .

$$\frac{dh_f}{dz} = \frac{\frac{t_f S_f}{A_f} - \frac{t_G S_G}{A_G} - t_i S_i \left( \frac{1}{A_f} + \frac{1}{A_G} \right)}{(r_L - r_G)g - r_L v_f \frac{(u_t - u_L)R_s}{R_f^2} \frac{dR_f}{dh_f} - r_G v_G \frac{(u_t - u_b)(1 - R_s)}{(1 - R_f)^2} \frac{dR_f}{dh_f}} \quad (5.15)$$

Da geometria, a derivada da fração volumétrica de líquido em função da espessura da camada de líquido é,

$$\frac{dR_f}{dh_f} = \frac{4}{pD} \sqrt{1 - \left( 2 \frac{h_f}{D} - 1 \right)^2} \quad (5.16)$$

A equação diferencial é resolvida numericamente para  $h_f(z)$  e o valor correspondente de  $u_f(z)$  é calculado através do balanço de massa representado pela Eq.(5.2). O processo de integração segue até que o balanço de massa de líquido da Eq.(5.3) seja satisfeito, produzindo o comprimento da bolha alongada  $l_f$  junto com a fração de líquido na extremidade do filme  $R_{fe}$  e a velocidade  $u_{fe}$ .

Para fechamento do modelo são necessárias expressões para o cálculo da velocidade translacional  $u_t$ , velocidade média das bolhas dispersas no pistão  $u_b$ , para a fração de líquido no pistão  $R_f$  e o valor do comprimento do pistão de líquido  $l_s$ , que é discutido no item 5.3.



A velocidade translacional é usualmente expressa como uma combinação linear da velocidade superficial da mistura  $u_S = u_{LS} + u_{GS}$ ,

$$u_t = C u_S + u_d \quad (5.17)$$

onde  $u_d$  é a velocidade de propagação da bolha alongada quando o líquido dentro do tubo está estagnado, igual a  $0,54\sqrt{gD}$  para escoamento horizontal [(Bendiksen (1984))].

O fator  $C$  na Eq.(5.17) é maior do que a unidade e está relacionado à velocidade do líquido a frente da bolha alongada. Os valores de  $C = 1,2$  para o caso turbulento e  $C = 2$  para laminar são boas aproximações [(Bendiksen (1984))].

A velocidade das bolhas dispersas pode ser expressa numa forma similar,

$$u_b = B u_S + u_0 \quad (5.18)$$

O valor da velocidade de deslocamento  $u_0$  é zero para o caso horizontal e o parâmetro  $B$  é o parâmetro de distribuição [Zuber e Findlay (1965)], que será considerado  $B = 1$  neste trabalho.

O valor da fração de líquido dentro do pistão  $R_s$  é calculada a partir da correlação empírica apresentada por Abdul-Majeed (2000),

$$R_s = (1,009 - C_0 u_S) \quad (5.19)$$

onde,

$$C_0 = 0,006 + 1,3377 \frac{m_G}{m_L} .$$

Cook e Behnia (1997) propuseram um aperfeiçoamento do modelo apresentado que consiste em considerar que os gradientes de pressão das fases líquida e gasosa, que aparecem nas Eqs.(5.7) e (5.8), não são iguais devido a um termo de pressão hidrostática da seguinte forma,

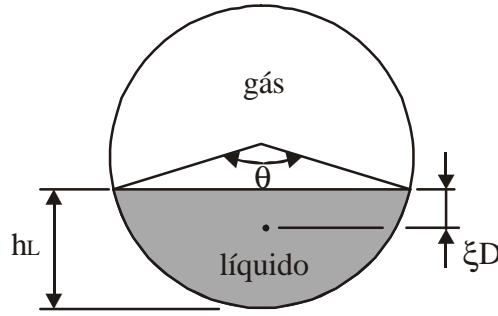


Figura 5.2 - Definição de  $\xi$

$$p_L = p_G + \mathbf{r}_L g \mathbf{x} \cdot \mathbf{D} \quad (5.20)$$

onde o termo  $\mathbf{x} \cdot \mathbf{D}$ , mostrado na Figura 5.2, é o altura na qual a pressão hidrostática do líquido é calculada para produzir o mesmo resultado da solução integrada (ponto de aplicação da força hidrostática).

$$\mathbf{x} = \frac{2\mathbf{p}}{3\mathbf{p}(\mathbf{q} - \sin \mathbf{q})} \sin^3\left(\frac{\mathbf{q}}{2}\right) - \frac{1}{2} \cos\left(\frac{\mathbf{q}}{2}\right) \quad (5.21)$$

A Eq.(5.20) é substituída na Eq.(5.7) e o gradiente de pressão da fase gasosa é eliminado entre as Eqs.(5.7) e (5.8), resultando a Eq.(5.22a) abaixo, semelhante à Eq.(5.15), na qual os termos hidrostáticos aparecem em termos da densidade do líquido  $\mathbf{r}_L$  ao invés da diferença  $(\mathbf{r}_L - \mathbf{r}_G)$ .

$$\frac{dh_f}{dz} = \frac{\frac{\mathbf{t}_f S_f}{A_f} - \frac{\mathbf{t}_G S_G}{A_G} - \mathbf{t}_i S_i \left( \frac{1}{A_f} + \frac{1}{A_G} \right) + \mathbf{r}_L g \sin \mathbf{b}}{\mathbf{r}_L g \cos \mathbf{b} - S_i \left( \frac{\mathbf{r}_L v_f^2}{A_f} + \frac{\mathbf{r}_G v_G^2}{A_G} \right)} \quad (5.22a)$$

lembrando que as velocidades relativas  $v_f = u_t - u_f$  e  $v_G = u_t - u_G$ .

Cook e Behnia (1997) também propuseram uma correlação que, diferente da Eq.(5.18), é representado pela Eq.(5.22b),

$$u_t = 1,2 u_S \quad (5.22b)$$

## 5.2.2 Metodologia de solução das equações

A equação diferencial Eq. (5.15) é resolvida numericamente para  $h_f(z)$  e o valor correspondente de  $u_f(z)$  é calculado através do balanço de massa representado pela Eq.(5.3). O processo de integração segue até que o balanço de massa de líquido seja satisfeito, produzindo o comprimento da bolha alongada  $l_f$  junto com a fração de líquido na extremidade da região do líquido sob a bolha alongada  $R_{fe}$  e a velocidade  $u_{fe}$ .

Para grandes valores de  $z$ , o valor limite de  $h_{fe}$  é a altura de equilíbrio de líquido  $h_E$ , a qual é obtida fazendo  $dh_f/dz = 0$ , isto é, o denominador da Eq.(5.15) igual a zero.

A velocidade da bolha alongada é maior do que a das bolhas dispersas no pistão de líquido e, considerando que o líquido abaixo da bolha alongada é essencialmente livre de pequenas bolhas, existe uma correspondência física de que as bolhas dispersas no pistão de líquido coalescem junto ao nariz da bolha que escoam logo atrás, enquanto se desprendem da cauda da bolha alongada que escoam logo à frente do pistão de líquido. Portanto, a fração de líquido logo à frente da bolha alongada  $R_{fi}$  é igual ao valor de  $R_s$ , e  $u_{fi}$  é igual a  $u_L$ . A altura de líquido  $h_s$  corresponde à fração de líquido  $R_s$ . Portanto, a integração da Eq.(5.15) começa com  $h_f = h_{fi} = h_s$  em  $z = 0$  e  $h_f$  diminui, pois,  $dh_f/dz < 0$  a partir de  $h_s$  até o limite  $h_E$ .

Sob certas condições, porém,  $dh_f/dz$  pode ser positiva. Isto ocorre quando o valor da altura de líquido crítica  $h_c$  é menor do que  $h_s$ , onde  $h_c$  é o valor que torna o denominador da Eq.(5.15) igual a zero. Neste caso, o procedimento de cálculo deve reduzir "instantaneamente" a altura de líquido ao valor crítico e o processo de integração recomeça com  $h_{fi} = h_c$  em  $z = 0$ . Finalmente, deve ser observado que quando  $h_c$  ou  $h_s$  é menor que o nível de equilíbrio  $h_E$ , então a altura  $h_E$  é "atingida" imediatamente.

### Programa computacional SLUGSOL.FOR

Um programa computacional em FORTRAN 77 foi desenvolvido para cálculo da velocidade das fases e do perfil da bolha alongada, baseado no modelo descrito no item 5.2.1.

A Figura 5.3 (a) apresenta o diagrama em blocos do programa SLUGSOL.FOR, Anexo A.7.1. A subrotina FSOL é responsável pela solução do problema hidrodinâmico na região da bolha alongada, com diagrama em blocos apresentado na Figura 5.3 (b). Inicialmente são calculados vários parâmetros do escoamento, tais como a velocidade translacional  $u_t$ , a velocidade média das bolhas dispersas no pistão de líquido  $u_b$  e a fração de líquido no pistão  $R_s$ . Em seguida são calculadas de forma iterativa as espessuras  $h_s$ ,  $h_C$  e  $h_E$  pela subrotina NEWTON, como discutido no item 5.2.2. Na sequência é chamada a subrotina FILM de solução da Eq.(5.3) através da integração numérica da Eq.(5.15) pela regra dos trapézios. A partir de  $Z = 0$  e a cada incremento  $DZX$ , com  $Z = Z + DZX$ , é calculado um novo valor da derivada  $DHFDZ$ ,  $dh_f / dz$ , que é testado para a condição de que  $dh_f / dz < 0$ , é calculado o novo valor da fração de líquido  $RFX$ ,  $R_f$  é incrementado o valor da variável INTEG (novo trapézio) até que o balanço de massa da fase líquida representado pela Eq.(5.3) seja calculado com erro representado pela variável DIF menor do que a tolerância TOLL, depois retorna à subrotina FSOL. A subrotina FSOL fornece ao programa principal, além do conjunto de parâmetros calculados do escoamento pistonado, um conjunto de pontos de espessuras da camada de líquido versus coordenada axial, que definem o perfil da bolha alongada.

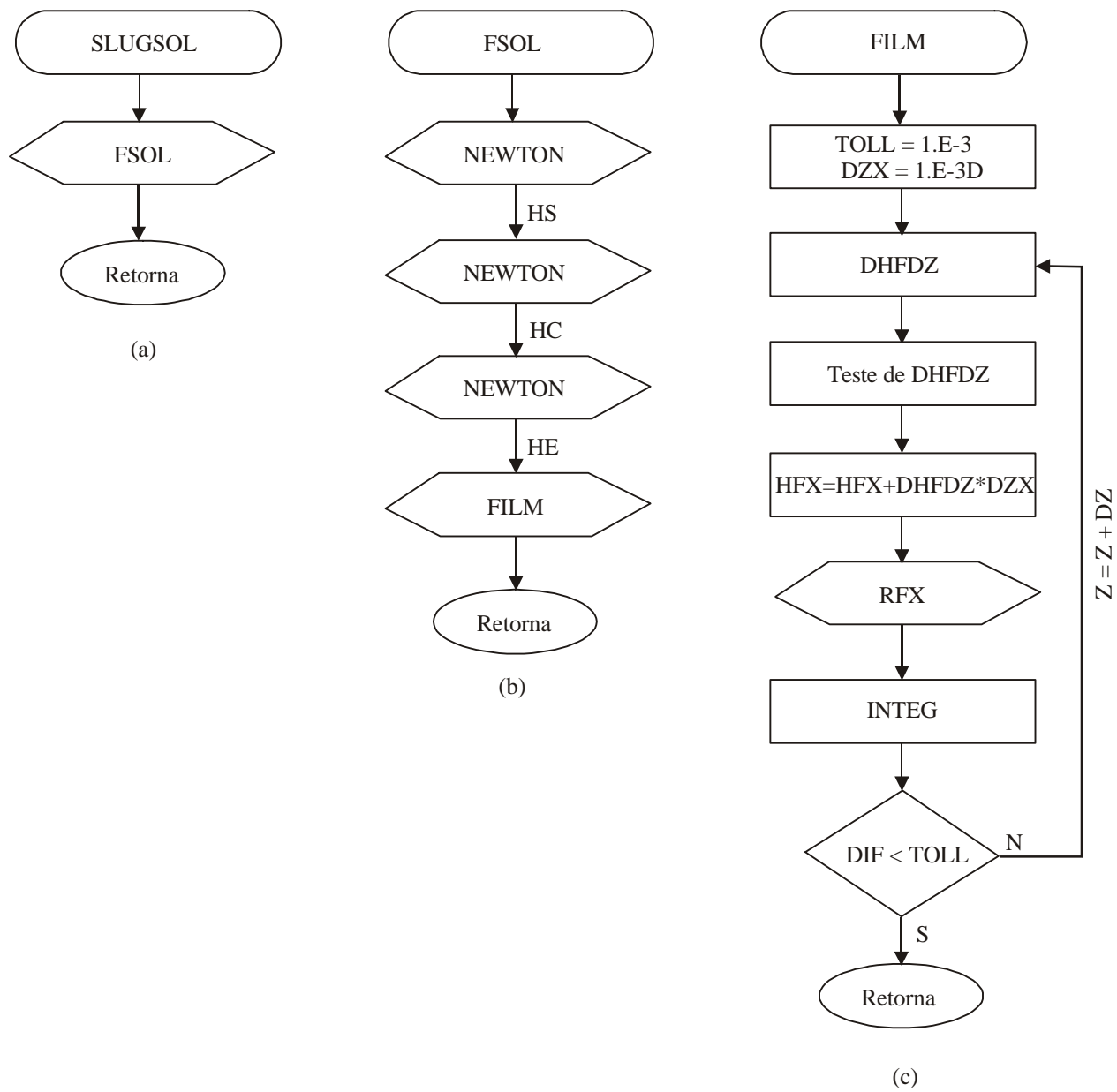


Figura 5.3 – Diagrama em bloco do programa SLUSOL.FOR (a),  
da subrotina FSOL (b) e da subrotina FILM (c)

## 5.3 Distribuição do Comprimento dos Pistões de Líquido na Entrada do Tê

Neste item é apresentado um modelo de cálculo da distribuição do comprimento dos pistões de líquido a partir de uma certa distância do ponto de mistura, baseado nos trabalhos de Taitel e Barnea (1993), Cook e Behnia (2000) e van Hout *et al.* (2001).

### 5.3.1 Modelagem

A principal característica do escoamento pistonado é a sua natureza intermitente e aleatória. Devido às instabilidades, parâmetros do escoamento, tal como o comprimento dos pistões de líquido e das bolhas alongadas, devem ser expressos em termos estatísticos.

No modelo para caracterizar o escoamento pistonado em tês, o uso de um valor médio, como o sugerido por Nicholson *et al.* (1978), igual a  $30D$ , pode conduzir a erros de significativos. Neste sentido, foi utilizado um modelo de cálculo da distribuição do comprimento dos pistões na entrada do tê.

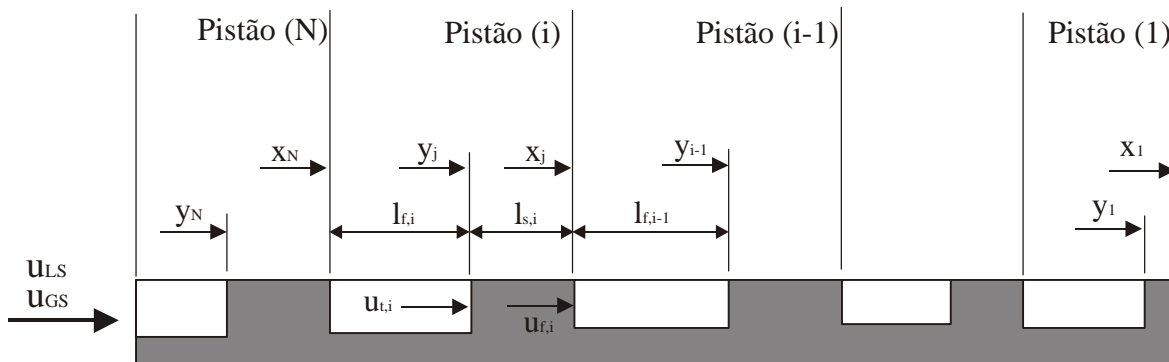


Figura 5.4 - Esquema de distribuição dos pistões na entrada do tubo

O modelo assume que pistões de líquido curtos são gerados na entrada, logo após o ponto de mistura das fases, e caminham ao longo do tubo. O processo de evolução do comprimento dos

pistões pode ser visualizado na Figura 5.4. A velocidade translacional de propagação das bolhas alongadas  $u_t$  está relacionada à máxima velocidade do líquido a sua frente [Moissis e Griffith (1962) e Shermer e Barnea (1987)]. O perfil de velocidades no pistão evoluiu a partir de um padrão semelhante a um escoamento em jato logo atrás da bolha, até a condição de desenvolvimento total quando o pistão ficou suficientemente longo, mostrado na Figura 5.5.

A Figura 5.5 mostra duas bolhas alongadas consecutivas percorrendo o tubo. A primeira está atrás de um pistão de líquido longo, enquanto a segunda está atrás de um pistão curto. À frente das bolhas alongadas são mostrados os perfis de velocidade do líquido no pistão. Sendo  $u_s$  a velocidade superficial, se o pistão 1 possui comprimento suficiente para que o perfil atinja a condição de desenvolvimento, a velocidade translacional do pistão  $u_t = 1,2 u_s$ , se o segundo pistão é curto tal que esta condição não pode ser atingida, a velocidade máxima do perfil à frente da bolha é maior do que  $1,2 u_s$  e a bolha representada pela letra *B* viaja mais rápido do que *A*. Este fato faz crer que em algum instante a bolha *B* alcançará *A* e ambas se tornarão uma, num processo de união. De forma geral, as bolhas aceleradas na região de esteira da bolha alongada têm velocidade aumentada exponencialmente com a redução do comprimento do pistão que escoava logo à sua frente, sendo que pistões de comprimento aleatório  $l_{s,i}$  são produzidos na entrada do tubo, e as bolhas situadas logo atrás destes pistões propagam com velocidades diferentes.

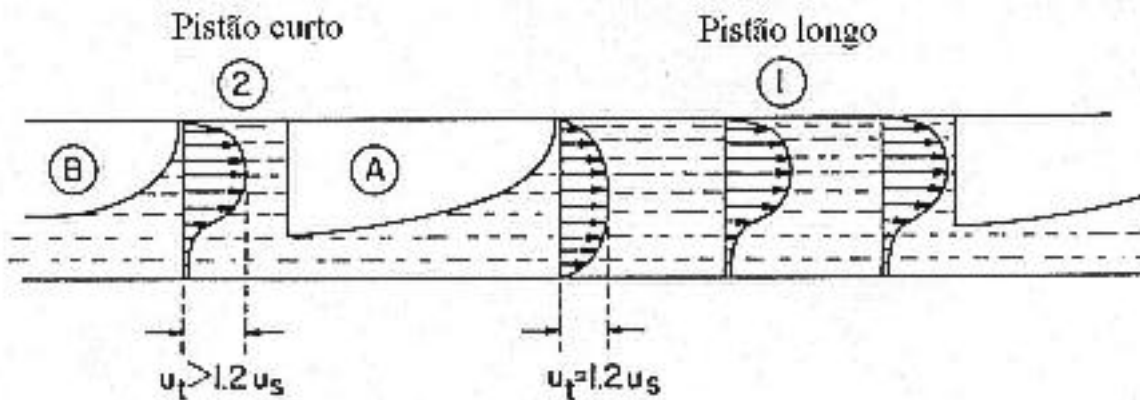


Figura 5.5 - Perfis de velocidade nos pistões de líquido

Durante o processo de união, o comprimento tanto de pistões de líquido quanto de bolhas alongadas deve aumentar; o processo só termina quando todos os pistões de líquido possuem

comprimento suficiente para que o perfil de velocidades à frente das bolhas seja desenvolvido e todas elas se propaguem com a mesma velocidade.

Para o cálculo da distribuição do comprimento dos pistões, o comprimento das bolhas introduzidas na entrada do tubo  $l_{b,i}$ , atrás de cada pistão de líquido  $i$  de comprimento  $l_{s,i}$ , é assumido como sendo associado ao comprimento do pistão à sua frente pela seguinte relação:

$$l_{b,i} = \frac{\left( \frac{u_{GS}}{u_{t,i}} l_s \right)}{\left( 1 - \frac{u_{GS}}{u_{t,i}} \right)} \quad (5.23)$$

que leva em conta a "vazão de gás" disponível e é válida para escoamento pistonado completamente desenvolvido, desprezando a espessura da camada de líquido e a aeração do pistão. Porém, o comprimento das bolhas na entrada não é importante para o cálculo da evolução do comprimento dos pistões [Taitel e Barnea (1993)].

O deslocamento dos pistões no tubo é descrito pela posição do nariz do pistão  $x_i$  e pela posição da sua cauda  $y_i$ , como mostrado na Figura 5.4. O nariz do pistão em  $x_i$  propaga com velocidade  $u_{f,i}$ , enquanto que a cauda em  $y_i$  propaga com velocidade  $u_{t,i}$ . A velocidade translacional  $u_{t,i}$  depende do comprimento do pistão logo à frente, isto é,  $u_{t,i} = f(l_{s,i})$  onde  $l_{s,i} = x_i - y_i$ . A velocidade da cauda do primeiro pistão,  $u_{t,1}$ , é assumida como sendo igual à velocidade translacional do perfil completamente desenvolvido, sendo que o significado físico dessa hipótese é a de que na frente da primeira bolha existe um longo e hipotético pistão de líquido. O último pistão, isto é, aquele que acaba de entrar no tubo, é o de número  $N$ .

A expressão da velocidade translacional da bolha alongada  $u_{t,i}$  em função do comprimento do pistão a sua frente  $l_{s,i}$  tem a forma exponencial. Cook e Behnia (2000) realizaram experimentos em tubo liso de 50 mm de diâmetro interno e 16 m de comprimento, inclinado  $+5^\circ$  em relação à horizontal, com ar e água, e velocidades da mistura de 0,6 m/s e 1,2 m/s. Os autores sugeriram a seguinte correlação:



$$\frac{u_{t,i}}{u_{t,\infty}} = 1,0 + 0,56 \exp\left(-0,46 \frac{l_{s,i}}{D}\right) \quad (5.24)$$

onde  $u_{t,\infty}$  é a velocidade translacional, calculada de acordo com a Eq.(5.17).

A Eq.(5.24) é usada neste trabalho considerando os resultados de van Hout *et al.*(2001) para o caso vertical, que mostram uma dependência fraca da velocidade média translacional das bolhas alongadas  $u_t$  em relação ao diâmetro do tubo com inclinação próxima de zero (tubo horizontal), que é o caso estudado por Cook e Behnia (2000).

Utilizando o programa computacional descrito no item 5.3.3, foi verificado que a distribuição do comprimento dos pistões a uma distância maior do que  $100D$  não depende da natureza da distribuição dos comprimentos na entrada, assim como observado por Barnea e Taitel (1993) e Cook e Behnia (2000).

### 5.3.2 Metodologia de solução das equações

O procedimento consiste em, após definir um intervalo de tempo adequado (da ordem de milissegundos), calcular a evolução de cada pistão, representado por uma mudança das posições  $X_i$  e  $Y_i$  dada por,

$$y_i^{t+\Delta t} = y_i^t + u_{t,i}^t \Delta t \quad (5.25)$$

e

$$x_i^{t+\Delta t} = x_i^t + u_{f,i}^t \Delta t \quad (5.26)$$

onde  $u_{t,i} = u_{t,i}(x_i - y_i)$  e  $u_{f,i} = u_{f,i-1}$ . Um pistão colapsa quando  $y_i$  alcança  $x_i$ , como descrito

### Programa computacional LENG SOL.FOR

Um programa computacional em FORTRAN 77 foi desenvolvido para calcular as coordenadas  $Y_i$  e  $X_i$  num intervalo de tempo de 0,005s, tomando dois tipos de distribuição do comprimento dos pistões na entrada, uniforme e normal.

A Figura 5.6 mostra o diagrama em blocos do programa LENG SOL.FOR, Anexo A.7.2. A subrotina LSDISX0 calcula um conjunto de  $N$  pistões de líquido, cujos comprimentos seguem uma certa distribuição estatística, definida no programa principal: uniforme ou normal. A ordem aleatória de "entrada" dos pistões no tubo,  $I = 1, 2, 3, \dots, N$ , é determinada também na subrotina LSDISX0. A subrotina LSDISXL calcula o comprimento dos pistões numa distância  $X = XL$ , desde o ponto de entrada dos pistões, de acordo com o esquema descrito anteriormente, e fornece ao final do processo um vetor com  $N_p$  pistões de líquido, que passaram por  $X = XL$ , ao programa principal.

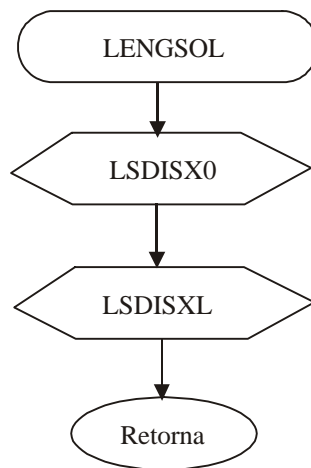


Figura 5.6 – Diagrama em blocos do programa computacional LENG SOL.FOR

## **5.4 Escoamento Pistonado Gás-Líquido Horizontal em Tês**

Neste item é apresentado o modelo de cálculo da distribuição de fases e queda de pressão em tês a partir dos parâmetros do escoamento pistonado calculados utilizando os modelos apresentados nos itens 5.2 e 5.3.

### 5.4.1 Modelagem

Em um tê típico, como o mostrado na Figura 5.7, existem oito parâmetros de interesse: três descargas  $M_1$ ,  $M_2$  e  $M_3$ , três títulos  $x_1$ ,  $x_2$  e  $x_3$ , e duas quedas de pressão  $\underline{Dp}_{13}$  e  $\underline{Dp}_{12}$ . Três destes parâmetros são normalmente especificados ( $M_1$ ,  $x_1$  e  $\underline{Dp}_{13}$  ou  $x_1$ ,  $\underline{Dp}_{13}$  e  $\underline{Dp}_{12}$ ). As cinco variáveis restantes são consideradas incógnitas, sendo necessárias, portanto, cinco equações coerentes e independentes para a solução do problema.

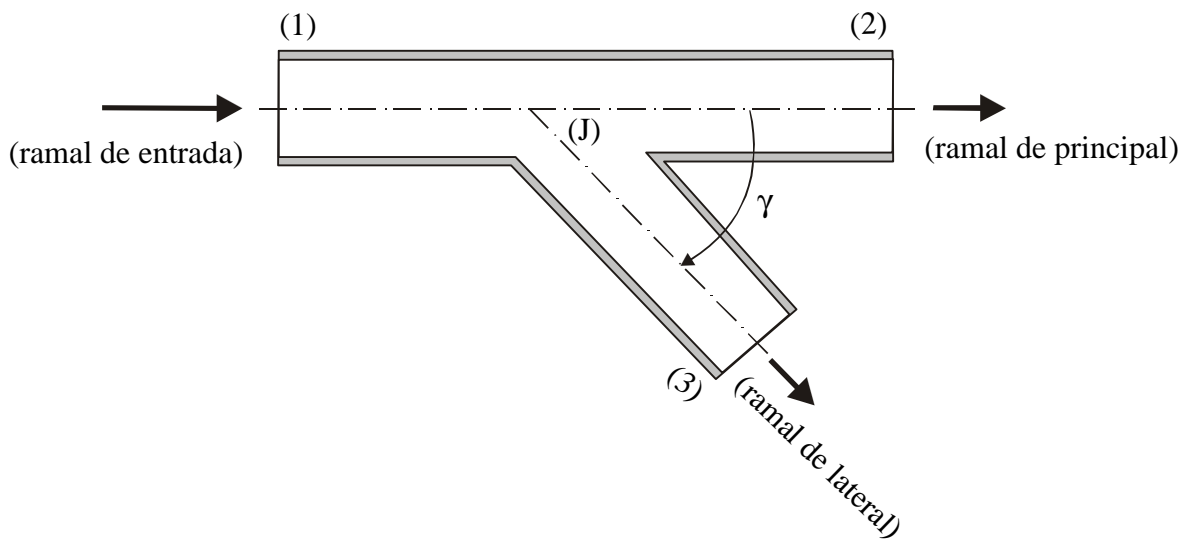


Figura 5.7 – Tê típico

#### a. Balanço de massa e quantidade de movimento

Assumindo como hipótese que o escoamento é subsônico, bifásico e em regime permanente são computadas as seguintes equações:

A equação de continuidade da mistura

$$M_1 = M_2 + M_3 \quad (5.27)$$

onde os subscritos 1, 2 e 3 referem-se à condição de escoamento completamente desenvolvido na entrada, ramal principal e ramal lateral, respectivamente.

#### A equação de continuidade da fase gasosa

$$x_1 M_1 = x_2 M_2 + x_3 M_3 \quad (5.28)$$

Para descrever convenientemente o escorregamento entre as fases são necessárias as equações da quantidade de movimento linear no ramal principal e no ramal lateral. Estas equações são usadas para quantificar as mudanças de pressão que ocorrem através da ramificação tê.

#### A equação quantidade de movimento no ramal lateral

$$Dp_{13} \equiv p_1 - p_3 = p_1 - p_{1J} + (Dp_{13})_J + p_{3J} - p_3 \quad (5.29)$$

onde  $p_1 - p_{1J}$  representa a queda de pressão ao longo do trecho de entrada,  $(Dp_{13})_J$  representa a queda de pressão na ramificação devido ao desvio do fluido para dentro do ramal lateral, e  $p_{3J} - p_3$  representa a queda de pressão ao longo do trecho do ramal lateral, após a ramificação ( $J$ ).

A parcela  $(Dp_{13})_J = p_{1J} - p_{3J}$  foi dividida em uma parte reversível e outra irreversível de mudança de pressão, enquanto que ao longo dos ramais as mudanças de pressão estão associadas a efeitos viscosos junto à parede do tubo, e a efeitos gravitacionais.

A seguir são apresentadas as expressões usadas para a determinação de cada uma das parcelas de variação de pressão, desde a entrada 1 até a saída 3 do ramal lateral, de acordo com a Figura 5.8.

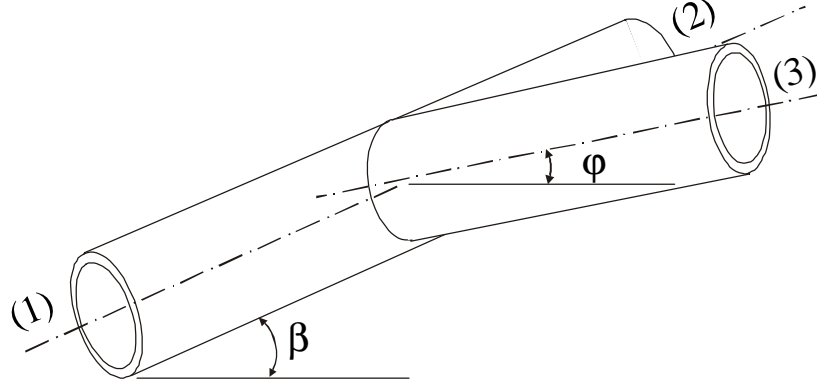


Figura 5.8 – Ângulos da ramificação tê em relação ao nível horizontal

$$p_1 - p_{1J} = K_1 \frac{G_1^2}{2\bar{r}_L} f_{Lo1}^2 + \bar{r}_1 g L_1 \sin \beta \quad (5.30)$$

$$p_{3J} - p_3 = K_3 \frac{G_3^2}{2\bar{r}_L} f_{Lo3}^2 + \bar{r}_3 g L_3 \sin \phi \quad (5.31)$$

$$K_i = f_i \frac{L_i}{D_{Hi}} \quad (5.32)$$

onde  $f_i$  é o fator de atrito de Darcy-Weisbach;  $L_i$  é o comprimento da seção  $i$  ( $i=1,3$ );  $f_{Loi}^2$  é o multiplicador bifásico na seção  $i$ ;  $D_{Hi}$  é o diâmetro hidráulico da seção  $i$ ; e  $\bar{r}_i$  é a densidade da mistura bifásica na seção  $i$ .

É considerado suficiente tomar o multiplicador bifásico igual ao homogêneo em todas as seções pelo fato de que o escoamento bifásico em geral se apresenta com moderada turbulência nos ramais de saída do tê e, o ramal de entrada será considerado com comprimento menor ou igual a apenas 5 diâmetro hidráulicos do ramal de entrada,  $D_{H1}$ .

Como a viscosidade da mistura bifásica será considerada igual a da fase líquida, e o volume específico bifásico homogêneo é calculado por definição pela seguinte equação:

$$\mathbf{u}_{Hi} = \mathbf{u}_L + x_i(\mathbf{u}_G - \mathbf{u}_L) \quad (5.33)$$

Nesta condição,

$$\mathbf{f}_{Loi}^2 = \frac{Dp_{LGi}}{Dp_{Loi}} = \left( 1 + \frac{\mathbf{u}_{LG}}{\mathbf{u}_L} x_i \right) \quad (5.34)$$

$$\mathbf{u}_{LG} = \left( \frac{1}{\mathbf{r}_G} - \frac{1}{\mathbf{r}_L} \right) = \frac{(\mathbf{r}_L - \mathbf{r}_G)}{\mathbf{r}_L \mathbf{r}_G} \quad (5.35)$$

onde

$$Dp_{LGi} = \frac{dp_{LGi}}{dz} \quad \text{o gradiente de pressão bifásico}$$

$$Dp_{Loi} = \frac{dp_{Loi}}{dz} \quad \text{o gradiente de pressão quando a mistura se comporta como líquido}$$

A pressão diferencial através da ramificação,  $(Dp_{13})_J$  pode ser computada em uma parte reversível e outra irreversível,

$$(\Delta p_{13})_J = (\Delta p_{13})_{J,IRREV} + (\Delta p_{13})_{J,REV} \quad (5.36)$$

$$(Dp_{13})_{J,IRREV} = K_{13} \frac{G_1^2}{2\mathbf{r}_L} F_{13} \quad (5.37)$$

onde  $K_{13}$  é o coeficiente de perda de pressão monofásico entre os ramais 1 e 3;  $F_{13}$  é o multiplicador bifásico local entre 1 e 3.

O coeficiente  $K_{13}$  é calculado segundo o trabalho de Lahey e Hwang (1988), que determinaram experimentalmente a equação, válida para  $\gamma = 90^\circ$ .

$$K_{13} = 1,0 - 0,8285 \left( \frac{M_3}{M_1} \right) + 0,6924 \left( \frac{M_3}{M_1} \right)^2 \quad (5.38)$$

Dentre as correlações disponíveis para  $F_{13}$ , o que permite o melhor de ajuste melhor do que  $\pm 20\%$  em relação aos dados experimentais de Lahey e Hwang (1988) é o de Reimann e Seeger (1986).

$$F_{13} = \frac{\mathbf{r}_L \mathbf{r}_{H3}}{\mathbf{r}_{H1}^2} \quad (5.39)$$

onde  $\mathbf{r}_{Hi}$  é a densidade segundo o modelo homogêneo Eq.(5.7), com  $\mathbf{r} = \frac{l}{u}$  e escorregamento entre as fases nulo.

$$\mathbf{r}_{Hi} = \frac{l}{\frac{x_i}{\mathbf{r}_G} + \frac{(1-x_i)}{\mathbf{r}_L}} \quad (5.40)$$

A parcela reversível devido à desaceleração do fluido é calculada por:

$$(\Delta p_{13})_{J,REV} = \frac{\mathbf{r}_{H3}}{2} \left( \frac{G_3^2}{(\mathbf{r}_3''')^2} - \frac{G_1^2}{(\mathbf{r}_1''')^2} \right) \quad (5.41)$$

onde  $\mathbf{r}_i'''$  é a chamada densidade de energia em  $i$ .

$$\mathbf{r}_i''' = \left[ \frac{(1-x_i)^3}{\mathbf{r}_L^2 (1-a_i)^2} + \frac{(x_i)^3}{\mathbf{r}_G^2 (a_i)^2} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (5.42)$$

No ramal lateral é assumida a condição de homogeneidade do escoamento imediatamente após a ramificação tê, isto é,  $\mathbf{r}_3''' = \mathbf{r}_{H3}$ .

Para determinar a densidade de energia em 1,  $r_1'''$ , é necessário que se conheça o valor da fração de vazio na entrada 1,  $a_1$ . Para o escoamento horizontal, a variável  $a_1$  pode ser correlacionada através do parâmetro de concentração da fração de vazio  $C_o$  pelo modelo de Zuber e Findlay (1965) – “*Drift-flux model*”:

$$C_o = 1,10 - 0,1 \left( \frac{r_L}{r_G} \right)^{-0,0001 \left( \frac{r_L}{r_G} \right)} \quad (5.43)$$

com o correspondente escorregamento  $s$ ,

$$s_1 = C_o + (C_o - 1) \frac{r_L}{r_G} \left( \frac{x_1}{1 - x_1} \right) \quad (5.44)$$

Usando as Eq.(5.29)-(5.44) a queda de pressão média entre os ramais 1 e 3, devida à ramificação, pode ser determinada segundo Lahey e Hwang (1988), com 95% dos pontos dentro do intervalo de  $\pm 30\%$  de exatidão.

#### A equação da quantidade de movimento no ramal principal

De forma similar, a variação de pressão entre o ramal de entrada e o ramal principal pode ser assumida como sendo composta de três componentes: devido à região de entrada, devido à ramificação, e devido à região de saída do ramal principal.

$$Dp_{12} \equiv p_1 - p_2 = p_1 - p_{2J} + (Dp_{12})_J + p_{2J} - p_2 \quad (5.45)$$

onde, como antes

$$p_1 - p_{1J} = K_1 \frac{G_1^2}{2r_L} f_{Lo1}^2 + \bar{r}_1 g L_1 \sin b \quad (5.46)$$



$$p_2 - p_{2J} = K_2 \frac{G_2^2}{2r_L} f_{Lo2}^2 + \bar{r}_2 g L_2 \sin b \quad (5.47)$$

$$K_i = f_i \frac{L_i}{D_{Hi}} \quad (5.48)$$

onde  $f_i$  é o fator de atrito de Darcy-Weisbach;  $L_i$  é o comprimento da seção  $i$  ( $i=1,2$ );  $f_{Loi}^2$  é o multiplicador bifásico na seção  $i$ ;  $D_{Hi}$  é o diâmetro hidráulico da seção  $i$ ; e  $\bar{r}_i$  é a densidade bifásica na seção  $i$ .

$$(\Delta p_{12})_J = p_{1J} - p_{2J} = \frac{K_{12}}{2} \left( \frac{G_2^2}{r_2'} - \frac{G_1^2}{r_1'} \right) \quad (5.49)$$

onde  $r_i'$  é a chamada densidade da mistura em  $i$  baseada na quantidade de movimento do escoamento;  $K_{12}'$  é o coeficiente de perda de pressão monofásico entre os ramais 1 e 2.

$$r_i' = \left[ \frac{(1-x_i)^2}{r_L(1-a_i)} + \frac{(x_i)^2}{r_G a_i} \right]^{-1} \quad (5.50)$$

Novamente, é assumido que os escoamentos bifásicos na entrada da ramificação e no ramal principal são homogêneos, então, na Eq.(5.50)  $r_2' = r_{H2}$ .

O coeficiente  $K_{12}$  é calculado a partir das equações seguintes, obtidas a partir do ajuste aos dados experimentais de Lahey e Hwang (1988).

$$K_{12} = 0,7087 \left( \frac{M_2}{M_1} \right) + 0,5520 \left( \frac{M_2}{M_1} \right)^2 \quad \text{quando} \quad \frac{M_2}{M_1} \leq 0,85 \quad (5.51)$$

$$K_{12} = 5,8529 - 5,5 \left( \frac{M_2}{M_1} \right) \quad \text{quando} \quad \frac{M_2}{M_1} > 0,85 \quad (5.52)$$

Usando as Eq.(5.45)-(5.52) a queda de pressão média entre os ramais 1 e 2 devido à ramificação pode ser determinada, segundo os autores, com 95% dos pontos dentro do intervalo de  $\pm 25\%$  de exatidão.

Resta ainda para o fechamento do sistema de equações uma quinta equação independente. Neste sentido foram utilizados os conceitos de *linhas de corrente divisoras* e *zonas de influência* apresentados por Azzopardi (1982) e Hwang *et al.* (1988), que desenvolveram uma metodologia de análise do fenômeno da separação das fases em ramificações tê e que representa o ponto de partida para este trabalho.

#### b. Análise do fenômeno da separação das fases em ramificações tê

Considerando a existência de linhas de corrente médias para cada fase, a equação modificada de Euler válida para uma partícula de fluido percorrendo uma linha de corrente curva pode ser utilizada, Figura 5.9.

**Erro! Argumento de opção desconhecido.**

Figura 5.9 – Linha de corrente típica

Na direção tangencial ( $s$ ):

$$\frac{\partial p}{\partial s} = -\rho_k u_k \frac{\partial u_k}{\partial s} + F_{Dk,s} \quad (5.53)$$

onde  $u_k$  é a velocidade da fase  $k$  ao longo da linha de corrente e  $F_{Dk,s}$  é a componente interfacial da força de arrasto na direção  $s$  por unidade de volume.

Na direção normal ( $n$ ):

$$\frac{\partial p}{\partial n} = \mathbf{r}_k u_k \frac{u_k^2}{R_k} + F_{Dk,n} \quad (5.54)$$

onde  $R_k$  é o raio de curvatura da linha de corrente da fase  $k$  e  $F_{Dk,n}$  é a componente interfacial da força de arrasto na direção normal  $n$ .

Na região da ramificação a situação do escoamento é complicada. Assim, utiliza-se um modelo fenomenológico baseado no conceito de que o gás e o líquido desviados para o ramal lateral partem de regiões localizadas na seção transversal do ramal de entrada, chamadas de zonas de influência, como mostrado na Figura 5.10. As zonas de influência do gás e do líquido são delimitadas por linhas de corrente divisoras e pelas paredes do tubo. A posição inicial destas linhas de corrente divisoras são dadas por  $\underline{d}_G$  e  $\underline{d}_L$ , respectivamente, para a fase gasosa e para a fase líquida. Para uma dada geometria da ramificação ( $D_1 = D_2 = D_3 = D$ ), propriedades dos fluidos ( $\underline{r}_L$ ,  $\underline{r}_G$ ,  $\underline{m}_L$  e  $\underline{m}_G$ ), e condições do escoamento na entrada da ramificação ( $M_1$ ,  $x_1$  e  $p_1$ ), pode-se calcular  $\underline{d}_G$  e  $\underline{d}_L$ , como é discutido nos itens a seguir.

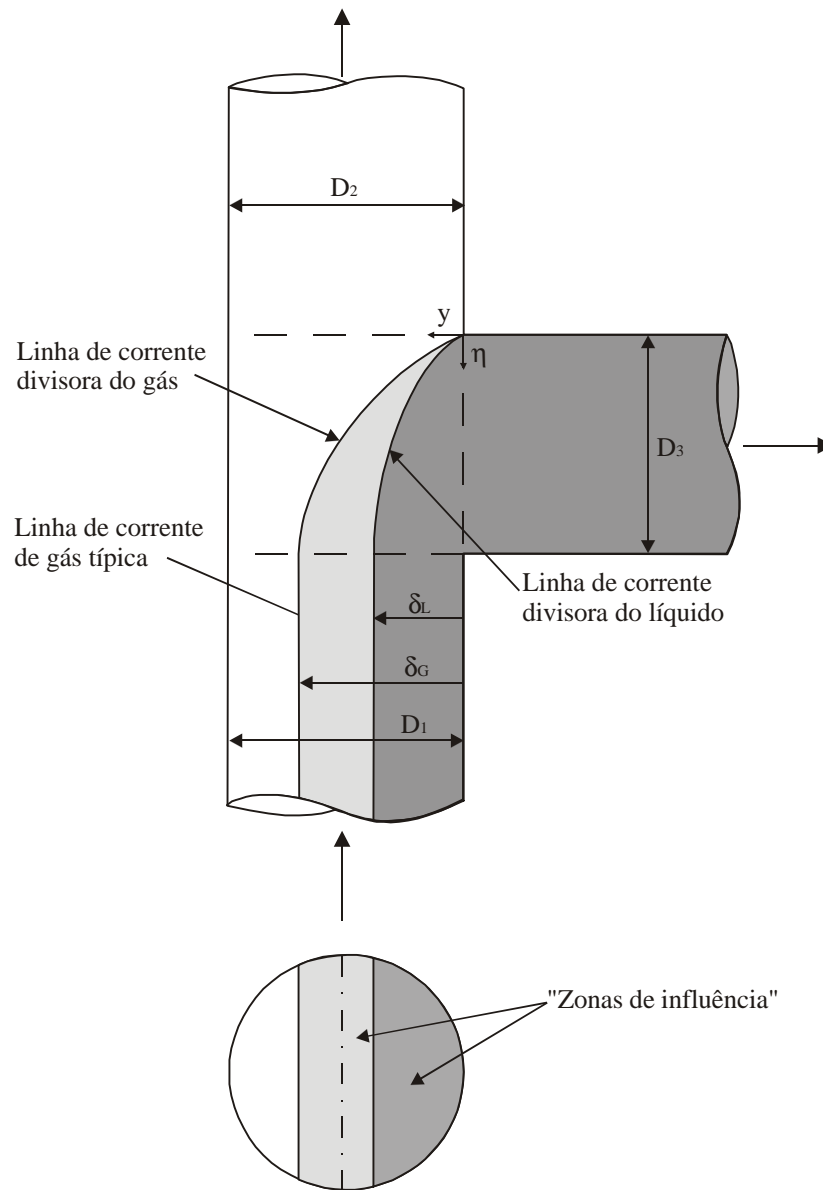


Figura 5.10 – Modelo de distribuição das fases baseado no conceito de linhas de corrente divisoras

O que determina a fração de gás ou líquido a ser desviada para o ramal lateral é o balanço de forças que ocorre em cada fase. A Figura 5.11 apresenta as forças que agem numa partícula de líquido e de gás, percorrendo uma linha de corrente típica. As duas linhas de corrente se cruzam com um ângulo  $\beta$ . Os vetores que representam a velocidade do líquido e do gás são  $\vec{u}_L$  e  $\vec{u}_G$ , respectivamente. Devido ao escorregamento entre as fases, uma força de arrasto por unidade de

volume age na fase gasosa,  $F_{DG}$ , e outra oposta que age na fase líquida,  $F_{DG} = -F_{DL}$ . Ambas as forças de arraste agem numa direção paralela ao vetor de velocidade relativa  $(\vec{u}_G - \vec{u}_L)$ . Ainda, devido ao movimento ao longo de linhas de corrente curvas, forças centrífugas agem nas fases líquida,  $r_L u_L^2 / R_L$ , e na fase gasosa,  $r_G u_G^2 / R_G$ , nas direções normais às suas linhas de corrente.

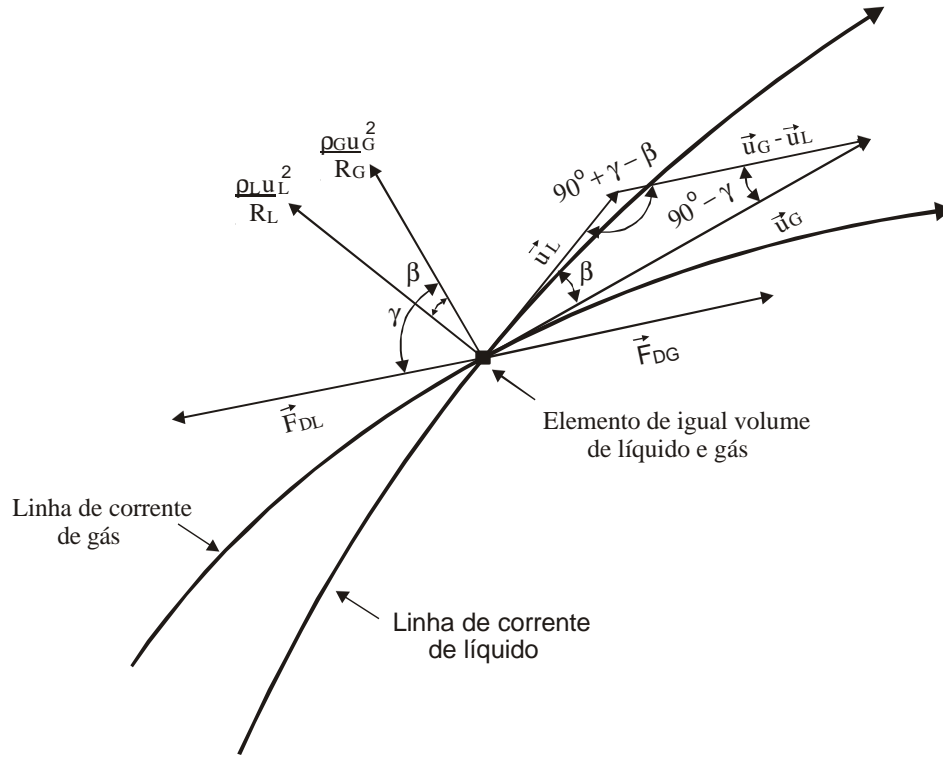


Figura 5.11 - Balanço de forças nas linhas de corrente do gás e do líquido

Aplicando a equação modificada de Euler nas direções  $s$  e  $n$ , considerando a fase gasosa, tem-se

$$\frac{\partial p}{\partial s_G} = -F_{DG} \sin g - r_G u_G \frac{\partial u_G}{\partial s_G} \quad (5.55)$$

e

$$\frac{\partial p}{\partial n_G} = F_{DG} \cos g - r_G \frac{u_G^2}{R_G} \quad (5.56)$$

Para a fase líquida,

$$\frac{\partial p}{\partial s_L} = F_{DL} \sin(\mathbf{g} - \mathbf{b}) - r_L u_L \frac{\partial u_L}{\partial s_L} \quad (5.57)$$

e

$$\frac{\partial p}{\partial n_L} = -F_{DL} \cos(\mathbf{g} - \mathbf{b}) + r_L \frac{u_L^2}{R_L} \quad (5.58)$$

Equilíbrio existe quando a resultante das forças por unidade de volume que agem na fase líquida e no gás são iguais em magnitude e em direção. Esta condição é mostrada graficamente na Figura 5.12 na qual, por simplicidade, foram desprezadas as componentes de aceleração espacial e as forças identificadas nas Eq.(5.55)-(5.58).

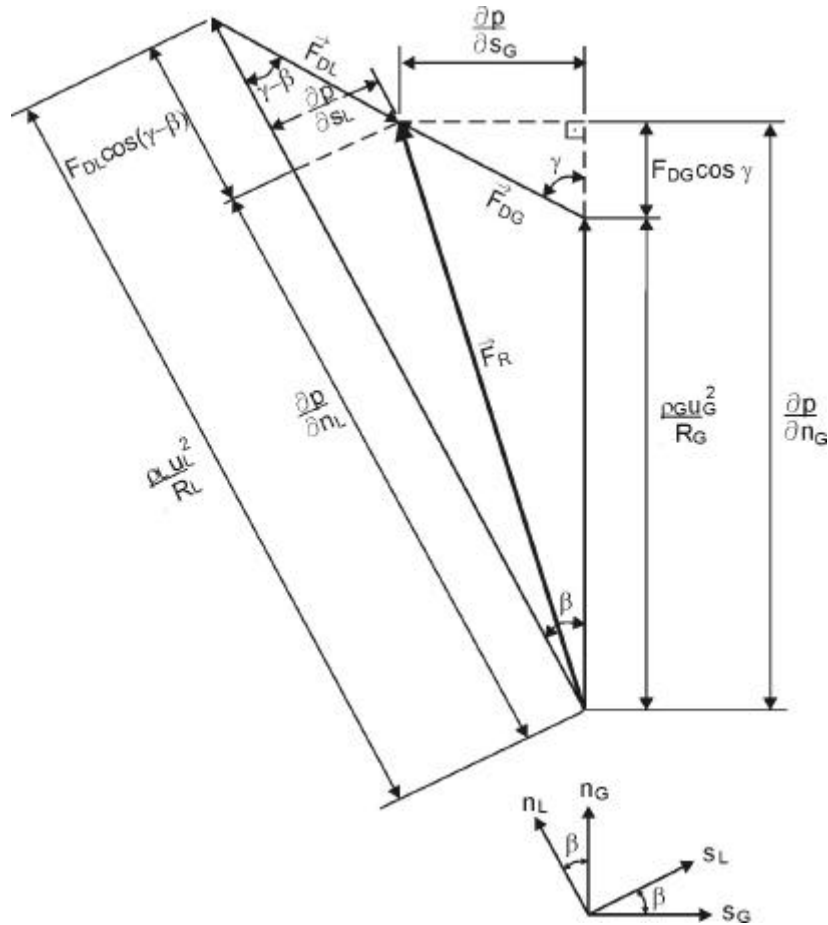


Figura 5.12 - Diagrama vetorial do balanço de forças

Sendo que  $F_D = |F_{DL}| = |F_{DG}|$ , então a condição de equilíbrio pode ser deduzida da Figura 5.12 como:

$$2 F_D \sin \mathbf{g} = \frac{\mathbf{r}_L u_L^2}{R_L} \sin \mathbf{b} \quad (5.59)$$

e

$$2 F_D \cos \mathbf{g} = \frac{\mathbf{r}_L u_L^2}{R_L} \cos \mathbf{b} - \frac{\mathbf{r}_G u_G^2}{R_G} \quad (5.60)$$

Dividindo a Eq.(5.59) pela Eq.(5.60) obtém-se:

$$\tan \mathbf{g} = \frac{\sin \mathbf{b}}{\left[ \cos \mathbf{b} - \left( \frac{\mathbf{r}_G}{\mathbf{r}_L} \right) \left( \frac{u_G}{u_L} \right)^2 \left( \frac{R_L}{R_G} \right) \right]} \quad (5.61)$$

Outra relação importante pode ser obtida aplicando-se a “regra dos senos” no triângulo de velocidades mostrado na Figura 5.12:

$$\frac{u_G}{\sin (90^\circ + \mathbf{g} - \mathbf{b})} = \frac{u_L}{\sin (90^\circ - \mathbf{g})} \quad (5.62)$$

Assim,

$$s = \frac{u_G}{u_L} = \frac{\cos (\mathbf{g} - \mathbf{b})}{\cos \mathbf{g}} \quad (5.63)$$

Para se efetuar qualquer cálculo com estas equações é necessário o conhecimento da forma das linhas de corrente, que só é possível determinar numericamente.

Neste trabalho, as formas das linhas das linhas de corrente divisoras do líquido e do gás mostradas na Figura 5.10 são assumidas, por facilidade, como sendo arcos de círculo tanto para o gás quanto para o líquido, com o sistema de eixos  $y$ - $h$  mostrado na Figura 5.13.

A equação geral do arco de círculo mostrado na Figura 5.13 é:

$$(\mathbf{h}_k - \mathbf{h}_{ok})^2 + (y_k - y_{ok})^2 = R_k^2 \quad (5.64)$$

As seguintes condições de contorno, válidas para as linhas de corrente de ambas as fases ( $k=1$  para o líquido ou 2 para o gás), definem as variáveis  $\mathbf{h}_{ok}$ ,  $y_{ok}$  e  $R_k$ :

- (1)  $y_k = 0$  em  $\mathbf{h}_k = 0$  (origem do sistema de eixos)
- (2)  $y_k = d_k$  em  $\mathbf{h}_k = D_3$  (início da distribuição de fases entre os ramos)
- (3)  $\left( \frac{dy_k}{d\mathbf{h}_k} \right)_{\mathbf{h}_k = D_3} = 0$  (ponto de inflexão)

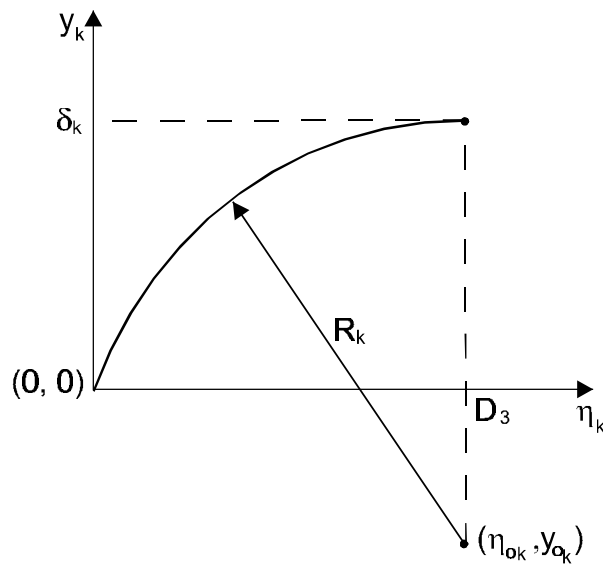


Figura 5.13 – Linhas de corrente representadas como arcos de círculo



Derivando a Eq.(5.63) obtém-se:

$$\frac{dy_k}{d\mathbf{h}_k} = -\frac{(\mathbf{h}_k - \mathbf{h}_{ok})}{\sqrt{R_k^2 - (\mathbf{h}_k - \mathbf{h}_{ok})^2}} \quad (5.65)$$

Aplicando a condição (3):

$$\mathbf{h}_{ok} = D_3 \quad (5.66)$$

Introduzindo as condições (1) e (2) na Eq.(5.63):

$$\mathbf{h}_{ok}^2 + y_{ok}^2 = R_k^2 \quad (5.67)$$

$$(D_3 - \mathbf{h}_{ok})^2 + (\mathbf{d}_k - y_{ok})^2 = R_k^2 \quad (5.68)$$

Substituindo  $\mathbf{h}_{ok} = D_3$ ,

$$R_k^2 = y_{ok}^2 + D_3^2 \quad (5.69)$$

$$R_k = \mathbf{d}_k - y_{ok} \quad (5.70)$$

Substituindo a Eq.(5.70) em (5.69) obtém-se

$$y_{ok} = \frac{\mathbf{d}_k^2 - D_3^2}{2\mathbf{d}_k} \quad (5.71)$$

A partir da Eq.(5.70) a equação adimensional do raio  $R_k$  fica

$$\frac{R_k}{d_k} = 1 + \frac{1}{2} \left[ \left( \frac{d_k}{D_3} \right)^{-2} - 1 \right] \quad (5.72)$$

A Figura 5.14 mostra a variação do raio de curvatura da linha de corrente da fase  $k$  em função da distância  $\underline{d}_k$  em termos adimensionais. Quando o tamanho da região de desvio, representado por  $\underline{d}_k$ , é igual ao diâmetro de entrada (neste caso,  $D_1 = D_3$ ), isto é, todo escoamento da fase é desviado para o ramal lateral, o raio  $R_k$  é igual a  $D_1$ . Quando a fração de desvio é zero,  $\underline{d}_k = 0$  e o raio  $R_k$  é infinito.

### Erro! Argumento de opção desconhecido.

Figura 5.14 – Variação do raio de curvatura da linha de corrente em função da distância

A razão de raios  $R_L/R_G$ ,

$$\frac{R_L}{R_G} = \frac{d_L}{d_G} \left[ \frac{\left( \frac{d_L}{D_3} \right)^{-2} + 1}{\left( \frac{d_G}{D_3} \right)^{-2} + 1} \right] \quad (5.73)$$

Substituindo as Eq.(5.66), (5.71) e (5.72) na Eq.(5.64),

$$(\mathbf{h}_k - D_3)^2 + \left[ y_k - \left( \frac{D_3^2 - d_k^2}{2d_k} \right) \right]^2 = \left( d_k + \frac{D_3^2 - d_k^2}{2d_k} \right)^2 \quad (5.74)$$

Arrumando e tornando adimensional a equação anterior:

$$\frac{y_k}{D_3} = \frac{d_k}{D_3} \left\{ \sqrt{\left[ 1 + \frac{1}{2} \left[ \left( \frac{d_k}{D_3} \right)^{-2} - 1 \right] \right]^2 - \left( \frac{d_k}{D_3} \right)^{-2} \left( \frac{\mathbf{h}_k}{D_3} - 1 \right)^2} - \frac{1}{2} \left[ \left( \frac{d_k}{D_3} \right)^{-2} - 1 \right] \right\} \quad (5.75)$$

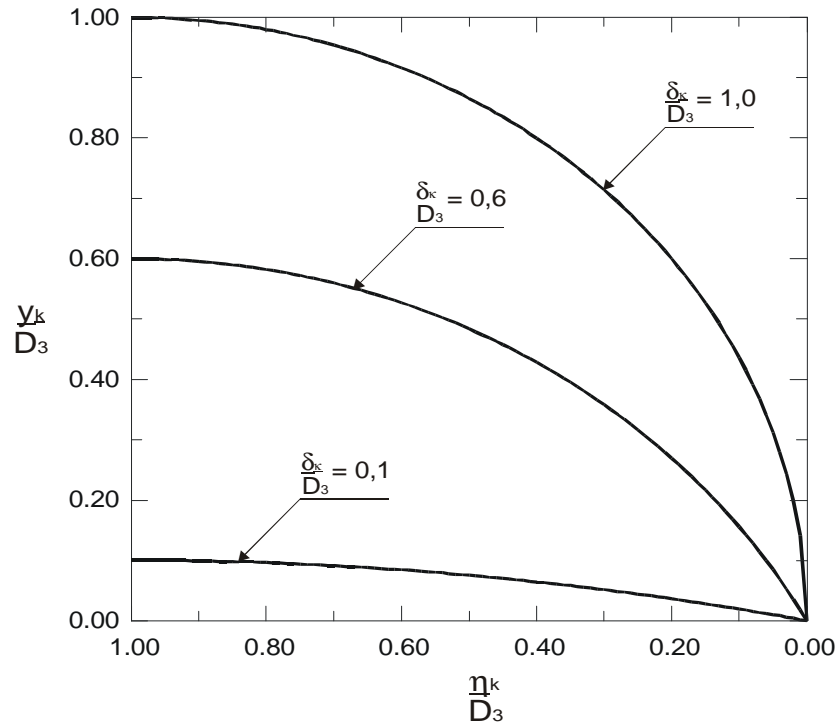


Figura 5.15 - Arcos de círculo representando linhas de corrente

A Figura 5.15 mostra as formas das linhas de corrente para três situações. Quando a fração de desvio é pequena,  $\underline{d}_k / D_3 = 0,1$ , o raio de curvatura é grande, e diminui quando  $\underline{d}_k / D_3$  aumenta, até se tornar igual ao diâmetro do tubo de entrada, quando a fração de extração é total.

Finalmente, o ângulo  $\underline{b}$  pode ser obtido a partir de relações geométricas de acordo com a Figura 5.16.

$$I = 90^\circ + a \tan \left\{ \frac{1}{2} \left( \frac{d_L}{D_3} \right) \left[ 1 - \left( \frac{d_L}{D_3} \right)^{-2} \right] \right\} \quad (5.76)$$

$$q = 90^\circ + a \tan \left\{ \frac{1}{2} \left( \frac{d_G}{D_3} \right) \left[ 1 - \left( \frac{d_G}{D_3} \right)^{-2} \right] \right\} \quad (5.77)$$

Sendo,

$$l + q + b = 180^\circ \quad (5.78)$$

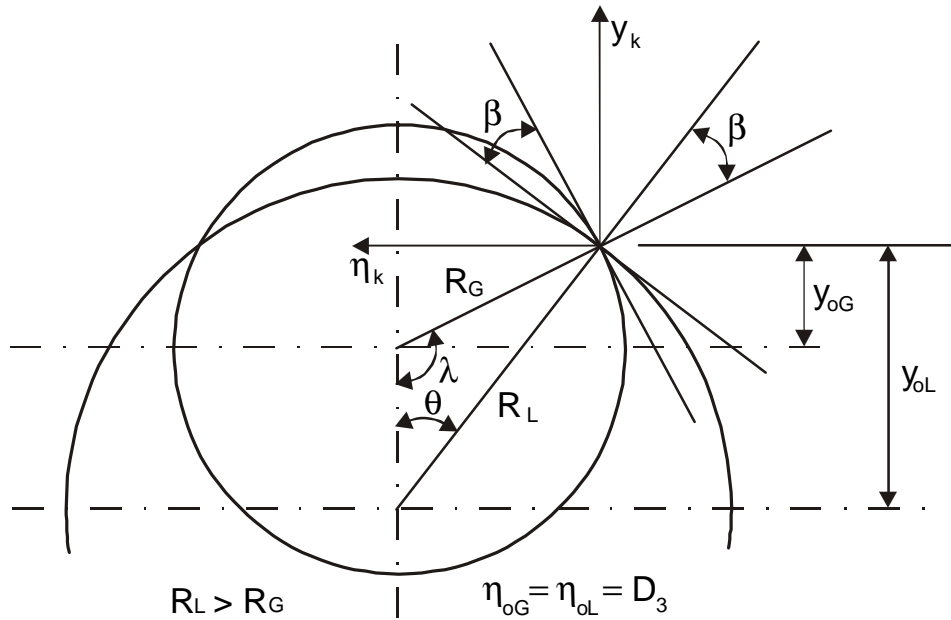


Figura 5.16 - Representação dos ângulos

$$b = a \tan \left\{ \frac{1}{2} \left( \frac{d_L}{D_3} \right) \left[ 1 - \left( \frac{d_L}{D_3} \right)^{-2} \right] \right\} - a \tan \left\{ \frac{1}{2} \left( \frac{d_G}{D_3} \right) \left[ 1 - \left( \frac{d_G}{D_3} \right)^{-2} \right] \right\} \quad (5.79)$$

As Eq.(5.73) e (5.79) aplicadas nas Eq.(5.61) e (5.62) e, substituindo a variável  $g$  na Eq.(5.62) pela Eq.(5.61), estabelece uma equação entre as descargas de gás e de líquido desviadas para o ramal lateral,  $M_{G3} = f(M_{L3})$ .

Quando o padrão de escoamento na entrada é estratificado (ou anular), o esquema de cálculo da função  $M_{G3} = f(M_{L3})$  pode ser, por exemplo, o apresentado por Rubel *et al.* (1988) da seguinte forma: para o caso específico de escoamentos em fases separadas: anular ou estratificado, segundo Hwang *et al.* (1988), a influência da força de arrasto  $F_D$ , é relativamente pequena e pode ser desprezada e, neste caso, a partir do balanço de forças apresentado na Figura 5.12 obtém-se,

$$\frac{r_G u_G}{R_G} = \frac{r_L u_L}{R_L} \quad (5.80)$$

Considerando que a velocidade média das fases líquida e gasosa são calculadas como,

$$u_G = \frac{x_1 M_1}{A_1 r_G a_1} \quad (5.81)$$

$$u_L = \frac{(1-x_1) M_1}{A_1 r_L (1-a_1)} \quad (5.82)$$

onde  $x_1, a_1$  e  $M_1$  são o título, a fração de vazio e a descarga no ramal de entrada do tê, assumidos como conhecidos.

A partir das Eq.(5.73) para a razão de raios e as Eq.(5.80)-(5.82) obtém-se

$$\frac{d_L}{d_G} \left\{ \frac{\left( \frac{d_L}{D_3} \right)^{-2} + 1}{\left( \frac{d_G}{D_3} \right)^{-2} + 1} \right\} = \left( \frac{1-a_1}{a_1} \right) \left( \frac{x_1}{1-x_1} \right) \frac{r_L}{r_G} \quad (5.83)$$

1) A partir dos dados de entrada são determinados, segundo Taitel e Dukler (1976), por exemplo, os parâmetros do escoamento no ramal de entrada do tê, tais como: espessura da camada de líquido, velocidade média da fase líquida e da fase gasosa.

2) Assumindo que o perfil de velocidade na fase líquida que escoar no ramal de entrada é uniforme, isto é,

$$\frac{M_{L3}}{M_{L1}} = \frac{A_{L3}}{A_{L2} + A_{L3}} \quad (5.84)$$

determina-se o valor de  $\underline{d}_L/D_3$  a partir de relações geométricas para as áreas de separação  $A_{L2}$  e  $A_{L3}$ , apresentadas no Apêndice C.2;

3) O valor correspondente de  $\underline{d}_G/D_3$  é determinado resolvendo-se iterativamente a Eq.(5.83);

4) A partir do conhecimento de  $\underline{d}_G/D_3$ , determina-se a razão de descargas da fase gasosa,

$$\frac{M_{G3}}{M_{G1}} = \frac{A_{G3}}{A_{G2} + A_{G3}} \quad (5.85)$$

Porém, para o caso do padrão pistonado em que a distribuição das fases na seção do tubo não é "constante" devido à passagem de pistões de líquido e de bolhas de diversos comprimentos, a abordagem deve ser mais complexa, como apresentado a seguir.

### c. Abordagem do escoamento pistonado

Considerando o gás e o líquido incompressíveis, um balanço de massa pode ser feito para ambas as fases em uma unidade do escoamento pistonado de comprimento  $l_u$ , composto de uma bolha alongada de comprimento  $l_f$  e um pistão de líquido de comprimento  $l_s$ , como mostrado na Figura 5.17.

A taxa de escoamento em uma seção transversal fixa pode ser integrada durante o tempo de passagem de uma unidade do escoamento pistonado,  $t_u$ . Para a fase líquida se obtém:

$$M_L = \frac{1}{t_u} \left[ \int_0^{t_s} u_L A R_s r_L dt + \int_0^{t_f} u_f A R_f r_L dt \right] \quad (5.86)$$

onde  $M_L$  é a descarga de líquido,  $u_L$  é a velocidade média do líquido na região do pistão,  $u_f(z)$  é a velocidade média do líquido na região da bolha alongada, que depende da posição axial  $z$ , e  $t_s$  e  $t_f$  são os tempos de passagem do pistão e da bolha alongada, respectivamente.

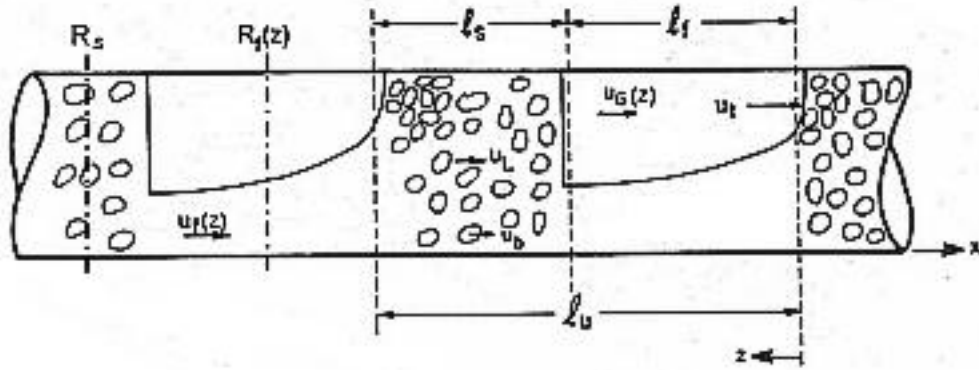


Figura 5.17 - Geometria do escoamento pistonado horizontal

Considerando que  $t_s = l_s / u_t$  e  $t_f = l_f / u_b$ , a Eq.(5.86) toma a seguinte forma,

$$M_L = \frac{1}{l_u} \left[ \int_0^{l_s} u_L A R_s r_L dx + \int_0^{l_f} u_f A R_f r_L dx \right] \quad (5.87)$$

Da mesma forma para a fase gasosa,

$$M_G = \frac{1}{l_u} \left[ \int_0^{l_s} u_b A (1 - R_s) r_G dx + \int_0^{l_f} u_G A (1 - R_f) r_G dx \right] \quad (5.88)$$

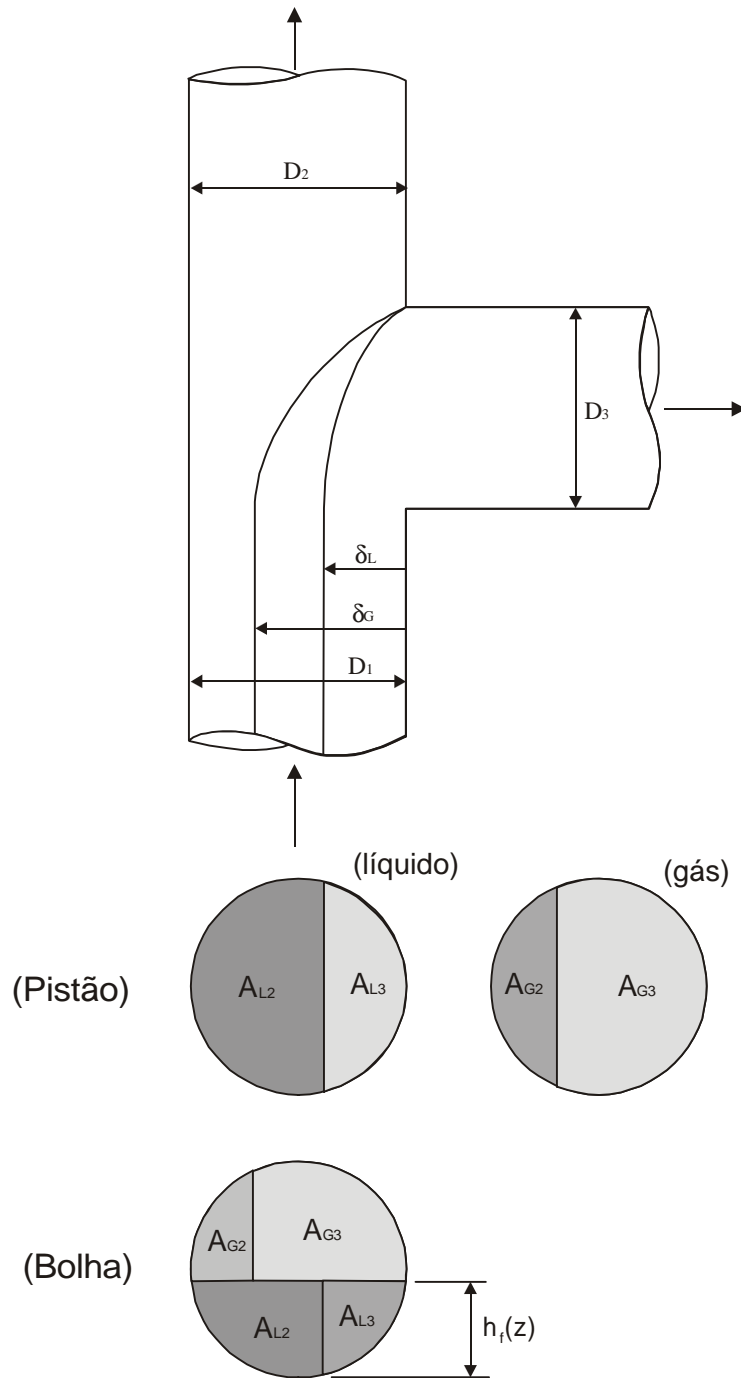


Figura 5.18 - Áreas de desvio do escoamento pistonado

Como mostrado na Figura 5.18, se o escoamento na região do pistão for considerado homogêneo e na região da bolha alongada como estratificado, as áreas de desvio  $A_{L2}$ ,  $A_{L3}$ ,  $A_{G2}$ , e  $A_{G3}$  tem características distintas. Enquanto que a região do pistão é considerada uniforme ao longo de  $l_s$  com fração de líquido igual a  $R_s$ , velocidades das fases  $u_L$  e  $u_b$  constantes, a região do



líquido abaixo da bolha alongada possui  $R_f(h_f)$ ,  $h_f(z)$ ,  $u_f(z)$  e  $u_G(z)$  variando ao longo do comprimento  $l_f$ . Como consequência, as dimensões  $\underline{d}_L$  e  $\underline{d}_G$  das áreas de desvio são constantes na região do pistão e variam em função de  $h_f(z)$ ,  $u_f(z)$  e  $u_G(z)$  na região do líquido abaixo da bolha alongada. A partir dessas considerações, as Eq.(5.87) e (5.88) podem ser reescritas para cada fase tomando somente a fração que é desviada para o ramal lateral,

$$M_{L3} = r_L (A_{L3})_s R_s u_L \frac{l_s}{l_u} + \frac{1}{l_u} \int_0^{l_f} r_L (A_{L3})_f u_f dx \quad (5.89)$$

$$M_{G3} = r_G (A_{G3})_s (1 - R_s) u_b \frac{l_s}{l_u} + \frac{l}{l_u} \int_0^{l_f} r_G (A_{G3})_f u_G dx \quad (5.90)$$

onde  $(A_{L3})_s$  e  $(A_{G3})_s$  são as áreas de desvio das fases líquida e gasosa na região do pistão de líquido; e

$(A_{L3})_f$  e  $(A_{G3})_f$  são as áreas de desvio das fases líquida e gasosa na região da bolha alongada.

O modelo proposto para o desvio do escoamento pistonado é baseado numa metodologia mecanicista de solução das Eq.(5.89) e (5.90). Neste sentido, são adotadas hipóteses baseadas nos fenômenos observados durante a fase de testes do escoamento pistonado em um tê horizontal, utilizando a bancada apresentada no item 2.1, apresentados a seguir.

### Principais fenômenos observados no escoamento pistonado numa ramificação tê regular e horizontal

Através de observações visuais foi verificada a presença de 16 fenômenos distintos envolvidos na distribuição das fases entre os ramais do tê. Estes fenômenos são apresentados a seguir, com auxílio da Figura 5.19. Nos pontos experimentais 2, 3, 4, 5, 6, 7, 11, 12 e 13 na região do escoamento pistonado, indicados na Figura 4.2 , foi observado que, em geral:

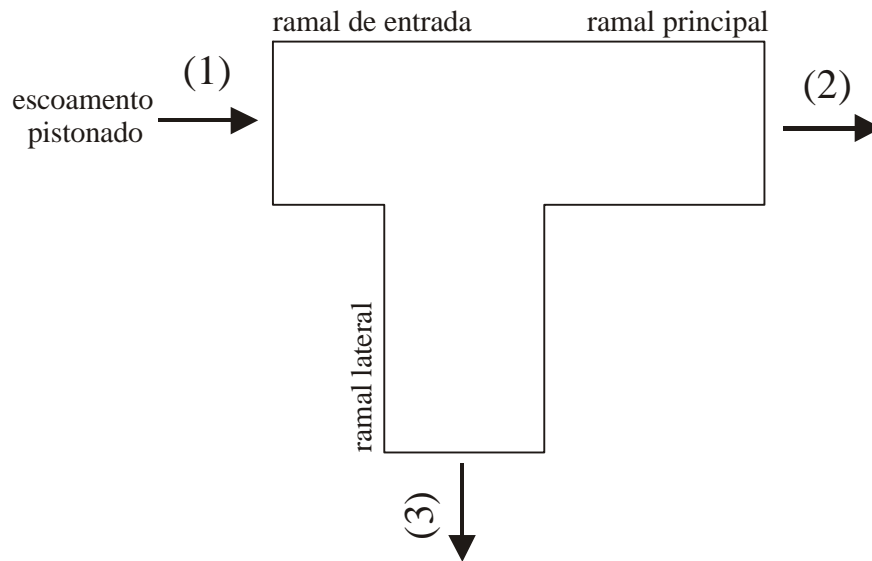


Figura 5.19 - Identificação dos ramais do tê

- A) ocorre desaceleração do pistão de líquido ao entrar pelo ramal principal (2), devido ao desvio de grande parte da bolha alongada para o ramal lateral (3);
- B) ocorre uma aceleração do fluido (líquido + gás) em (2), devido à colisão dos pistões de líquido que percorrem o ramal (1) com certa quantidade de movimento e atingem a entrada de (2);
- C) o gás contido na bolha alongada tem preferência pela passagem através do ramal (3), pois o ramal (2) contém mais líquido ,que causa maior obstrução à passagem dos fluidos;

D) quando o pistão atinge o tê encontra dificuldade para seguir por (2), pois o caminho está obstruído pela presença de mais líquido do que em (3), o que faz com que parte do líquido contido nos pistões seja desviado para (3);

E) Na entrada do ramal (2), ao atingir o tê, a primeira parte do pistão de líquido quase sempre acaba por obstruir a segunda parte;

F) a região do ramal (2) próxima ao tê apresenta forte turbulência quando da passagem de um pistão de líquido, sendo que, logo após a passagem pelo tê, as pequenas bolhas no ramal (2) geradas pela turbulência sobem em direção ao perímetro superior do tubo para juntarem e formar bolhas maiores;

G) uma bolha alongada é formada no ramal principal (2) quando um novo pistão de líquido atinge a região do tê e acaba por impulsionar o gás proveniente da bolha alongada anterior para dentro do ramal (2);

H) ao passar pela ramificação, o pistão desacelera dentro do ramal (2) e obriga a bolha que vem logo atrás a se desviar para (3). O gás em velocidade mais alta impulsiona fortemente o líquido e o gás dentro do ramal (3).

I) ocorre a formação de pistões ou de ondas pronunciadas em (3) devido ao impulso como descrito no item anterior. Estes pistões ou ondas acabam por percorrer todo o ramal (3) até a saída;

J) em baixas velocidades do escoamento, as bolhas de gás dentro do pistão de líquido têm preferência por seguir por (3);

K) em velocidades mais altas do escoamento as bolhas tendem a se dividir entre os dois ramais;

L) o líquido abaixo da bolha alongada tem preferência pelo ramal (2). Aparentemente as quinas internas do tê são responsáveis pelo desvio para o ramal (3);

M) a maior parte da do líquido desviado para (3) é proveniente dos pistões de líquido que passam pela ramificação em direção ao ramal principal (2);

N) na medida que a válvula de controle VR2 da Figura 2.3 é fechada, o líquido desviado para (3) ganha um impulso maior pois, além do líquido, mais gás também é desviado;

O) em alguns casos, quando a velocidade das fases no ramal (2) é baixa, o líquido em (2) pode retornar para a região da ramificação, enquanto ocorre a passagem da bolha alongada;

P) em frações de desvio pequenas, o ramal lateral (3) pode recusar o líquido proveniente da região do líquido abaixo da bolha alongada.

Um fato interessante que pode ser verificado nos itens anteriores é que a inércia é apenas um dos fatores que influenciam os mecanismos de separação das fases e da queda de pressão do escoamento pistonado em ramificações tê.

Vale ressaltar que destes 16 fenômenos observados quando da passagem do escoamento pistonado através do tê, porém devido à complexidade do fenômeno, apenas 4 foram usadas na proposição das hipóteses de fechamento do modelo como é discutido a seguir.

A seguir são apresentadas as equações de fechamento do modelo considerando hipóteses baseadas nos fenômenos descritos nos parágrafos anteriores.

#### Equação de $M_{G3} = f(M_{L3})$ para o escoamento pistonado

A equação  $M_{G3} = f(M_{L3})$ , necessária ao fechamento do sistema de equações apresentado no item 5.4.1 – a, é discutida a seguir.

A descarga de líquido desviada para o ramal lateral (3) da unidade de escoamento pistonado: pistão + bolha alongada; Eq.(5.89), pode ser calculada de:

$$M_{L3} = M_{L3s} + M_{L3f} \quad (5.91)$$

onde  $M_{L3s}$  é a parcela de líquido desviada para o ramal lateral proveniente do pistão de líquido;

$M_{L3f}$  é a parcela de líquido desviada proveniente da região da bolha alongada;

Comparando com a Eq.(5.89) escreve-se,

$$M_{L3s} = r_L (A_{L3})_s R_s u_L \frac{l_s}{l_u} \quad (5.92)$$

$$M_{L3f} = \frac{l}{l_u} \int_0^{l_f} r_L (A_{L3})_f u_f dx \quad (5.93)$$

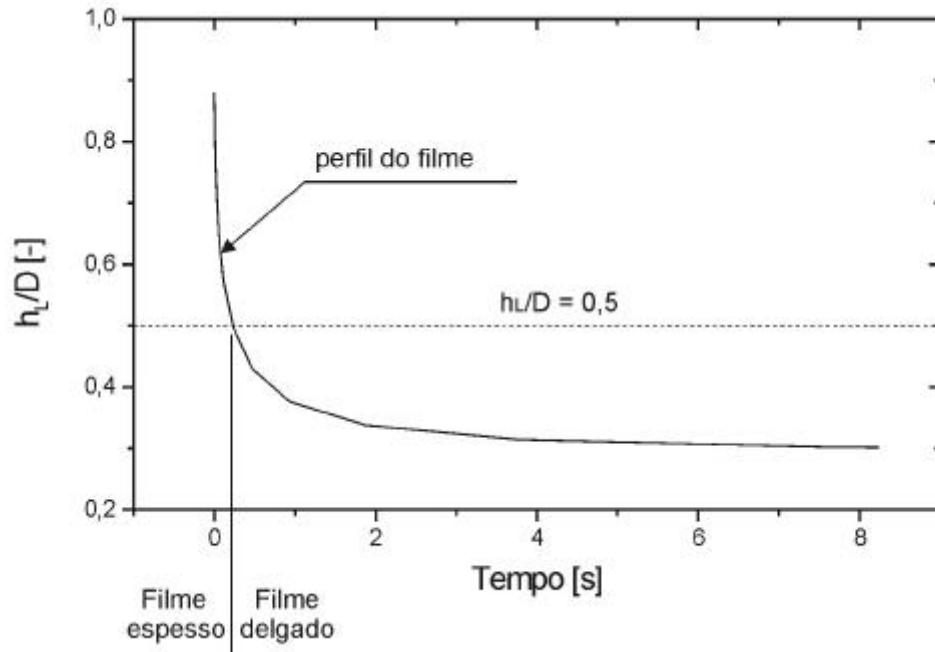


Figura 5.20 - Definição das regiões espessa e delgada

A região do líquido abaixo da bolha alongada foi dividida em duas partes, como mostrado na Figura 5.20, isto é, a região da camada de líquido espessa, quando a espessura da camada de

líquido sob a bolha alongada  $h_L > 0,5 D$ , e a região da camada de líquido delgada, quando  $h_L \leq 0,5 D$ , onde  $D$  é o diâmetro interno da tubulação do ramal de entrada do tê.

Assim, as descargas de líquido na região da bolha alongada

$$M_{L3f} = \frac{1}{l_u} \left[ \int_0^{l_h} \mathbf{r}_L (A_{L3})_f u_f dx + \int_{l_h}^{l_f} \mathbf{r}_L (A_{L3})_f u_f dx \right] \quad (5.94)$$

pode ser dividida entre duas parcelas, uma para cada região, da seguinte forma,

$$M_{L3fe} = \frac{1}{l_u} \int_0^{l_h} \mathbf{r}_L (A_{L3})_f u_f dx \quad \text{para} \quad \frac{h_L}{D} \geq 0,5 \quad (5.95)$$

$$M_{L3fd} = \frac{1}{l_u} \int_{l_h}^{l_f} \mathbf{r}_L (A_{L3})_f u_f dx \quad \text{para} \quad \frac{h_L}{D} < 0,5 \quad (5.96)$$

onde

$M_{L3fe}$  é a parcela de líquido desviada proveniente da região espessa do líquido sob a bolha alongada;

$M_{L3fd}$  é a parcela de líquido desviada proveniente da região delgada;

$l_h$  é o comprimento a partir do nariz da bolha alongada até  $h_L/D = 0,5$ .

A Eq.(5.91) pode ser reescrita da seguinte forma

$$M_{L3} = M_{L3s} + M_{L3fe} + M_{L3fd} \quad (5.97)$$

As mesmas considerações podem ser feitas para a Eq.(5.90), para a descarga da fase gasosa, isto é,

$$M_{G3} = M_{G3s} + M_{G3fe} + M_{G3fd} \quad (5.98)$$

com

$$M_{G3s} = r_G (A_{G3})_s (1 - R_s) u_b \frac{l_s}{l_u} \quad (5.99)$$

e

$$M_{G3f} = \frac{l}{l_u} \left[ \int_0^{l_h} r_G (A_{G3})_f u_G dx + \int_{l_h}^{l_f} r_G (A_{G3})_f u_G dx \right] \quad (5.100)$$

As parcelas para cada região da bolha alongada são

$$M_{G3fe} = \frac{l}{l_u} \int_0^{l_h} r_G (A_{G3})_f u_G dx \quad \text{para} \quad \frac{h_L}{D} \geq 0,5 \quad (5.101)$$

$$M_{G3fd} = \frac{l}{l_u} \int_{l_h}^{l_f} r_G (A_{G3})_f u_G dx \quad \text{para} \quad \frac{h_L}{D} < 0,5 \quad (5.102)$$

Resta, portanto, elaborar uma metodologia para a avaliação das seis parcelas de descarga: dentro da unidade do escoamento pistonado (região do pistão + região da bolha alongada), três para a fase líquida:  $M_{L3s}$ ,  $M_{L3fe}$  e  $M_{L3fd}$ ; e três para a fase gasosa:  $M_{G3}$ ,  $M_{G3fe}$  e  $M_{G3fd}$ , como é apresentado a seguir.

#### Avaliação da parcela $M_{L3s}$

A descarga de líquido contido no pistão e desviada para o ramal lateral (3) é avaliada conforme a Eq.(5.92), onde a área de desvio  $(A_{L3})_s$  é uma função de  $d_L$ , como mostrado na Figura 5.18, que é calculada a partir das relações geométricas apresentadas no Apêndice C.1.

$$(A_{L3})_s = f(d_L) \quad (5.103)$$

A distância  $d_L$  é assumida constante ao longo de todo o pistão de líquido.

#### Avaliação da parcela $M_{L3fe}$

A descarga de líquido contida na região espessa da bolha alongada e desviada para o ramal lateral (3) é avaliada de acordo com a Eq.(5.95). Para a avaliação da área de desvio  $(A_{L3})_{fe}$  foi feito uso da seguinte hipótese, baseada no fenômeno indicado com a letra (D): o líquido na região espessa sob o nariz da bolha alongada obedece a mesma regra de desvio do líquido contido no pistão, isto é,

$$(A_{L3})_{fe} = (A_{L3})_s = f(d_G) \quad (5.104)$$

Portanto,  $(A_{L3})_{fe}$  é constante ao longo de toda a região espessa da camada de líquido.

#### Avaliação da parcela $M_{L3fd}$

A descarga de líquido contida na região delgada da bolha alongada e desviada para o ramal lateral (3) é avaliada de acordo com a Eq.(5.96). Para a avaliação da área de desvio  $(A_{L3})_{fd}$  foi adotada a seguinte hipótese, baseada no fenômeno indicado com a letra (L): o líquido na região delgada a área de intersecção  $A'_L$  (cinza escuro), indicada na Figura 5.21, é a responsável pelo desvio de parte do líquido na camada para o ramal lateral (3).



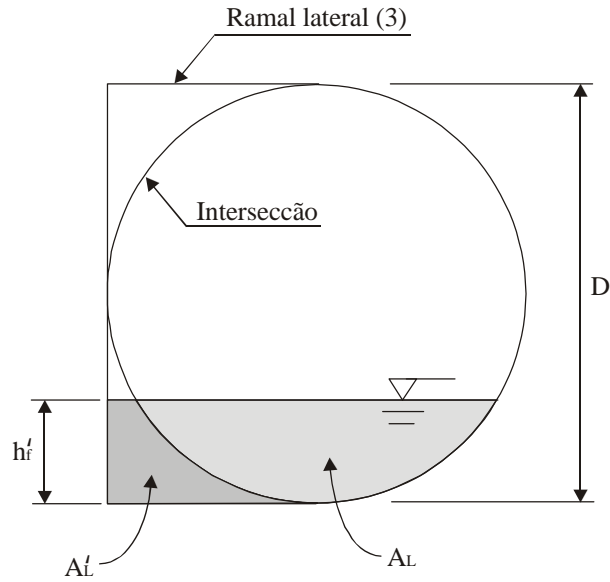


Figura 5.21 - Área de desvio na região da camada delgada

Através do conceito de conservação da massa de líquido, verifica-se que, ao chegar na região do tê, a espessura da camada a montante,  $h_f$ , sofre uma queda até  $h'_f$ , pois o líquido ocupa uma área de seção maior ( $A'_L + A_L$ ). Portanto, considerando que a velocidade do líquido é a mesma daquela à montante e na região do tê, a variável  $h'_f$  pode ser calculada como:

$$h'_f = h_f \frac{A'_L}{A_L + A'_L} \quad (5.105)$$

onde, através de relações geométricas,

$$A'_L = \Lambda h'_f + \frac{1}{2} \Lambda \left( \frac{D}{2} - h'_f \right) - a \tan \left( \frac{\Lambda}{\frac{D}{2} - h'_f} \right) \frac{D^2}{8} \quad (5.106)$$

com

$$\Lambda = \sqrt{\frac{D^2}{4} - \left(h_f' - \frac{D}{2}\right)^2}$$

Portanto, na Eq.(5.96)

$$(A_{L3})_f = A_L' \quad (5.107)$$

sendo que  $A_L'$  é uma função de  $h_f'$ , que varia ao longo do comprimento da bolha alongada.

#### Avaliação da parcela $M_{G3s}$

A descarga de gás contido no pistão e desviada para o ramal lateral (3) é avaliada conforme a Eq.(5.99), onde a área de desvio  $(A_{G3})_s$  é uma função de  $d_G$ , como mostrado na Figura 5.18, que é calculada a partir das relações geométricas apresentadas no Apêndice C.1.

$$(A_{G3})_s = f(d_G) \quad (5.103)$$

A distância  $d_G$  é assumida constante ao longo de todo o pistão de líquido.

#### Avaliação da parcela $M_{G3fe}$

A descarga de gás contida na região espessa da bolha alongada e desviada para o ramal lateral (3) é avaliada de acordo com a Eq.(5.101). Para a avaliação da área de desvio  $(A_{G3})_{fe}$  se fez uso da seguinte hipótese, baseada no fenômeno indicado com a letra (H): todo o gás na região espessa no nariz da bolha alongada é desviado para o ramal lateral, isto é,

$$(A_{G3})_f = A \quad (5.107)$$

onde  $A$  é a área de seção transversal do tubo,  $A = \frac{\pi D^2}{4}$ .

#### Avaliação da parcela $M_{G3fd}$

Para a avaliação da parcela de gás desviada para o ramal lateral (3) proveniente da região delgada foi proposta uma correlação sem-empírica, descrita a seguir.

A fração de desvio  $M_{G3fd}$  é uma função do deslocamento volumétrico das fases entre os ramos, isto é, quanto maior o “deslocamento volumétrico” das fases através do ramal principal (2), acaba por sobrar mais “volume” que deverá ser ocupado pelo gás proveniente da região delgada da bolha alongada.

$$\frac{M_{G3fd}}{r_G} \propto \left( \frac{M_{G1}}{r_G} - \frac{M_2}{r_2} \right) \quad (5.108)$$

onde  $M_{G1}$  é a descarga de gás no ramal de entrada (1);

$M_2$  é a descarga bifásica no ramal principal (2);

$r_2$  é a densidade da mistura em (2).

Reescrevendo a Eq. (5.108),

$$\frac{M_{G3fd}}{r_G} \propto \left( A_{G1} u_{G1} - \frac{x_2 M_2}{r_2} \right) \quad (5.109)$$

A velocidade média do gás no ramal (1)  $u_{G1}$  é considerada igual à velocidade translacional  $u_t$ .

$$u_{G1} = u_t \quad (5.110)$$

Também,

$$A_{GI} = \mathbf{a}_I A_I \quad (5.111)$$

onde  $\mathbf{a}_I$  é a fração de vazio na região espessa do líquido na bolha alongada;

$A_I$  é a área de seção transversal do ramal (1):  $A_I = A$ .

Substituindo na Eq. (5.109),

$$\frac{M_{G3fd}}{r_G} \propto \left( \mathbf{a}_I A_I u_t - \frac{x_2 M_2}{r_2} \right) \quad (5.109)$$

Como  $r_G$  é constante, arrumando a relação anterior

$$M_{G3fd} \propto \left( 1 - \frac{x_2 M_2}{r_2 \mathbf{a}_I A_I u_t} \right) \quad (5.110)$$

Devido ao fenômeno observado (F), a densidade da mistura no ramal (2) é assumida igual à homogênea,

$$r_2 = r_{H2} \quad (5.111)$$

$$r_{H2} = \frac{l}{\frac{l}{r_L} + x_2 \left( \frac{r_L - r_G}{r_L r_G} \right)} \quad (5.112)$$

A fração de vazio na região delgada da camada de líquido  $\mathbf{a}_I$  é considerada igual a

$$\mathbf{a}_I = \mathbf{a}_{fm} \quad (5.113)$$

$$\mathbf{a}_{fm} = \frac{l}{l_u} \int_0^{l_f} \mathbf{a}_f dx = \mathbf{a}_u - \mathbf{a}_s \frac{l_s}{l_u} \quad (5.114)$$

onde  $\mathbf{a}_u$  é a fração de vazio média da unidade do escoamento pistonado;

$\mathbf{a}_s$  é a fração de vazio dentro do pistão de líquido,  $\mathbf{a}_s = 1 - R_s$ .

A descarga de gás da região delgada da camada de líquido na bolha alongada é calculada como uma fração da descarga total de gás nesta região, isto é,

$$M_{G3fd} = M_{Gfd} \left( 1 - \frac{x_2 M_2}{r_2 \mathbf{a}_{fm} A_l u_t} \right) \quad (5.115)$$

A descarga total de gás na região delgada da camada de líquido é dada por

$$M_{Gfd} = \frac{l}{l_u} \int_{l_h}^{l_f} r_G A \mathbf{a}_f u_G dx \quad (5.116)$$

onde  $\mathbf{a}_f$  é a fração de vazio na coordenada axial  $x$ .

$$\mathbf{a}_f = \frac{l}{p} \left\{ p - a \cos \left[ 1 - 2 \frac{h_f}{D} \right] + \left( 1 - 2 \frac{h_f}{D} \right) \sqrt{1 - \left( 1 - 2 \frac{h_f}{D} \right)^2} \right\} \quad (5.117)$$

## 5.4.2 Metodologia de solução das equações

O modelo proposto para cálculo da distribuição das fases e da quebra de pressão entre os ramais do tê assume conhecidos os parâmetros do escoamento pistonado, tais como: a distribuição das velocidades das fases e na região da bolha alongada  $h_f(z)$ ,  $u_f(z)$  e  $u_G(z)$ , as velocidades médias das fases dentro do pistão de líquido  $u_L$  e  $u_b$  e a fração de líquido  $R_s$ . Estes parâmetros podem ser determinados previamente, por exemplo, utilizando os modelos descritos nos itens 5.2 e 5.3.

Diferente do que foi apresentado no item 5.4.1 - a, são resolvidas simultaneamente seis (6) equações: equação de balanço de massa da mistura, Eq.(5.27), equação de balanço de massa da fase gasosa, Eq.(5.28), equação de balanço da quantidade de movimento entre os ramais (1) e (2), Eq.(5.29), equação de balanço da quantidade de movimento entre os ramais (1) e (3), Eq.(5.45), a equação  $M_{G3} = f(x_2, M_2)$ , Eq.(5.98), como apresentado no item 5.4.1 - c, e uma equação de condição de contorno para a fração de líquido desviada para o ramal (3). Neste caso, as incógnitas são: os títulos nos ramais (2) e (3),  $x_2$  e  $x_3$ , as descargas bifásicas nos ramais (2) e (3),  $M_2$  e  $M_3$ , e as quebras de pressão entre os ramais,  $Dp_{12}$  e  $Dp_{13}$ . São dados do problema o título no ramal de entrada (1),  $x_1$ , a descarga bifásica no ramal (1), a fração de líquido desviada para o ramal lateral (3),  $(F_{13})_L$ , além dos parâmetros do escoamento pistonado, como discutido no parágrafo anterior, da geometria da ramificação tê: diâmetro e comprimento de cada ramal entre as "tomadas" de pressão; são necessários os valores das propriedades dos fluidos: viscosidade dinâmica e densidades.

Portanto, o sistema de equações a ser resolvido é o seguinte:

$$\left\{ \begin{array}{l} M_1 - M_2 - M_3 = 0 \\ x_1 M_1 - x_2 M_2 - x_3 M_3 = 0 \\ \Delta p_{12} - \Delta p_{1J} - (\Delta p_{12})_J - \Delta p_{J2} = 0 \\ \Delta p_{13} - \Delta p_{1J} - (\Delta p_{13})_J - \Delta p_{J3} = 0 \\ M_{G3} - x_3 M_3 = 0 \\ (F_{13})_L - \frac{(1-x_3) M_3}{(1-x_1) M_1} = 0 \end{array} \right. \quad (5.118)$$

Para sua solução foi utilizado o Método de Newton para sistemas de equações não lineares, apresentado por Burden e Faires (1989).

As parcelas de quebra de pressão  $Dp_{1J}$ ,  $(Dp_{12})_J$ ,  $Dp_{J2}$ ,  $(Dp_{13})_J$ ,  $Dp_{J3}$  são calculadas como apresentado no item 5.4.1 – a de acordo com as Eq.(5.47), (5.49), (5.36) e (5.31). A variável  $(F_{13})_L$  é um dado do problema e  $M_{G3}$  é calculada como apresentado a seguir.

Com  $F_{L3}$  é calculado o valor da distância  $d_L$ , mostrado na Figura 5.18, para a região dos pistão, resolvendo-se iterativamente pelo Método de Newton-Raphson [Burden e Faires (1989)] a seguinte equação:

$$(F_{13})_L - \frac{(M_{L3s} + M_{L3fe} + M_{L3fd})}{(1-x_1) M_1} = 0 \quad (5.119)$$

com as parcelas de desvio de líquido em cada região  $M_{L3s}$ ,  $M_{L3fe}$  e  $M_{L3fd}$  calculadas como apresentado no item 5.4.1 - c, Eq.(5.92), (5.95) e (5.96). Vale ressaltar que as Eq.(5.95) e (5.96) são integrais resolvidas pelo Método dos Trapézios [Burden e Faires (1989)].

Com o valor de  $d_L$  na região do pistão de líquido é calculado o valor de  $d_G$ , também na região do pistão de líquido, resolvendo-se iterativamente a Eq.(5.63) com o auxílio das Eqs.(5.62), (5.73) e (5.79), para a dinâmica do fenômeno de distribuição de fases no tê, como apresentado no item 5.4.1 - b.

Com o valor de  $d_G$  na região do pistão de líquido são calculadas as parcelas de desvio da descarga de gás,  $M_{G3s}$  e  $M_{G3fe}$ , como apresentado no item 5.4.1 – c através das Eq.(5.99) e (5.101). A parcela  $M_{G3fd}$  é calculada a partir da equação empírica discutida anteriormente, Eq.(5.115).

#### Programa computacional TEESOL.FOR

Este item apresenta o programa computacional TEESOL.FOR desenvolvido em FORTRAN 77 para calcular as parcelas de desvio de cada fase e as quebras de pressão do escoamento pistonado horizontal através da ramificação tê.

A Figura 5.22 (a) apresenta o diagrama em blocos do programa TEESOL.FOR, Anexo A.7.3. Inicialmente são determinados convenientemente valores iniciais para as incógnitas discutidas no item 5.4.2 (chute inicial), depois é chamada a subrotina NEWTONS para solução do sistema de equações (5.118), utilizando o método de Newton. Depois de resolvidas as equações os resultados são enviados para um arquivo de saída.

A Figura 5.22 (b) apresenta o diagrama em blocos da subrotina NEWTONS. São definidos o número máximo de iterações permitidas  $NMAX = 50$  e a tolerância de solução das equações  $TOL = 0,5 \cdot 10^{-5}$ . As iterações são efetuadas até que a diferença relativa das variáveis entre duas iterações consecutivas seja menor do que TOL, ou até que  $N > NMAX$ . Durante as iterações são calculados os valores das funções  $fx_i$  ( $i = 1, 2, \dots, 6$ ) representadas por cada equação do sistema (5.118), e a solução ideal ocorre quando  $fx_i = 0$  para todos os  $i$ . Na função FX são calculados os valores de  $fx_i$  e em JX é calculado numericamente o Jacobiano (matriz de derivadas) do sistema



de equações a cada iteração. A subrotina GAUSSJ utiliza o método de Gauss-Jordan de solução de sistemas lineares e, ao final, são calculados os valores das incógnitas. Caso  $DIF < TOL$ , parte-se para uma nova iteração com  $N = N + 1$ .

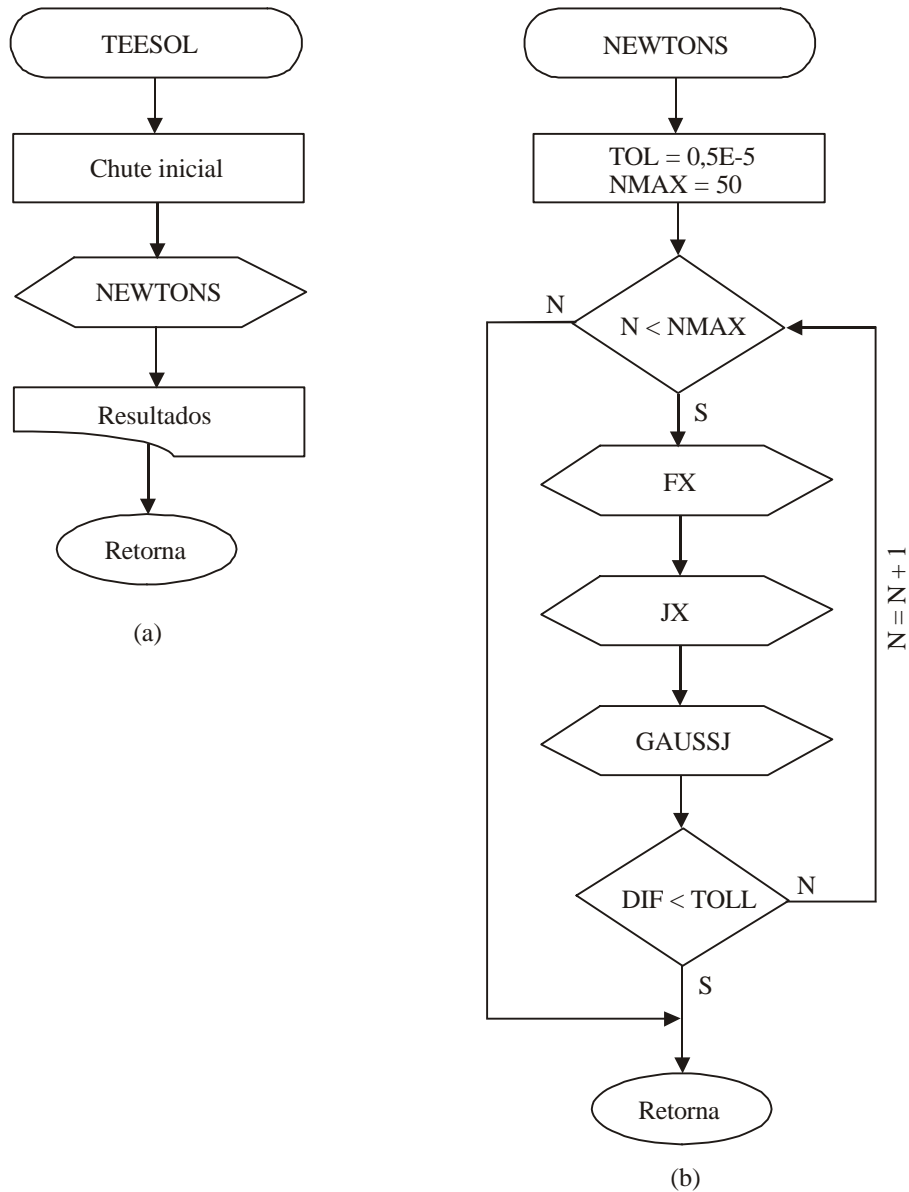


Figura 5.22 – Diagrama em blocos do programa computacional TEESOL.FOR (a) e da subrotina NEWTONS (b)

A Figura 5.23 (a) apresenta o diagrama de blocos da função FX, que calcula os valores das funções  $fx_i$ . Inicialmente é efetuada a associação de variáveis:  $X(1) = x_2$ ,  $X(2) = x_3$ ,  $X(3) =$

$M_2$ ,  $X(4) = M_3$ ,  $X(5) = Dp_{12}$  e  $X(6) = Dp_{13}$ ; em seguida são calculadas as parcelas de queda de pressão e chamada a função FEX de cálculo da variável  $M_{G3}$  e, finalmente, os termos de cada equação são somados, resultando em  $fx_i$ .

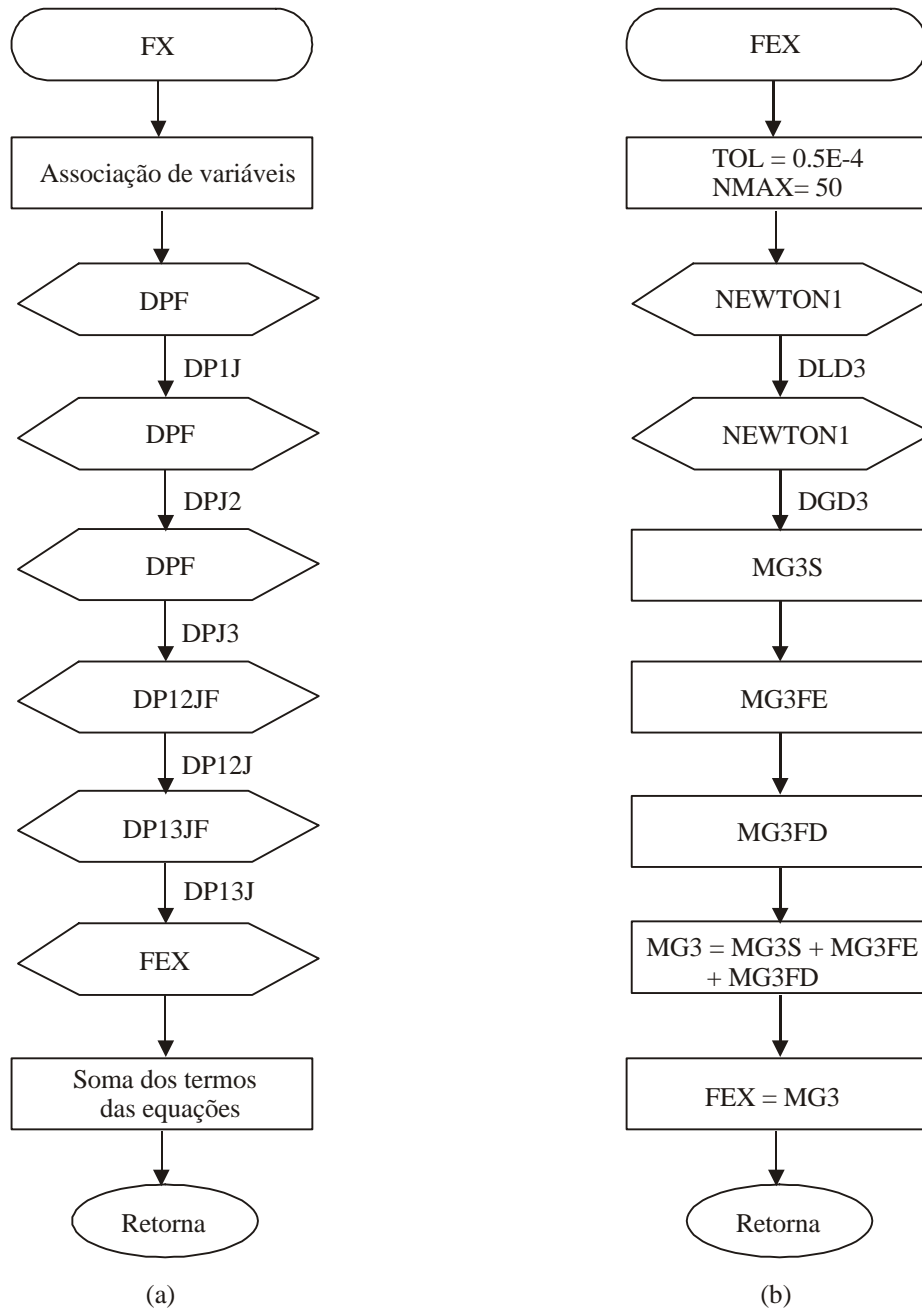


Figura 5.23 – Diagrama de blocos da subrotina FX (a) e da subrotina FEX (b)

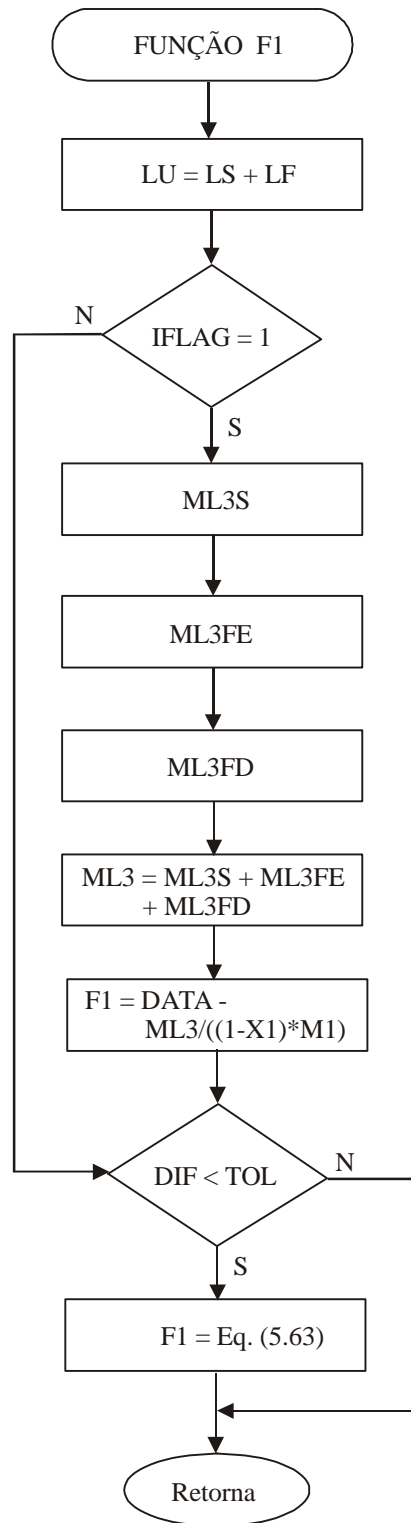


Figura 5.24 – Diagrama da função F1

O diagrama de blocos da função FEX é apresentado na Figura 5.23 (b), que calcula  $M_{G3s} = f(x_2, M_2)$ , como descrito no item 5.4.2. A subrotina NEWTON1 é chamada duas vezes, uma para calcular a variável  $d_L$  no pistão de líquido, através da solução da Eq.(5.119), e outra para calcular  $d_G$  no pistão de líquido, através da solução da Eq.(5.63). Depois são calculadas as parcelas de desvio da descarga de gás  $M_{G3s}$ ,  $M_{G3fe}$  e  $M_{G3fd}$  e somadas as parcelas para calcular  $FEX = M_{G3}$ .

As Eqs. (5.119) e (5.63) são resolvidas através de NEWTON1, com o auxílio de subrotina F1 mostrada na Figura 5.24, onde são calculadas as parcelas de desvio líquido para o ramal lateral  $M_{L3s}$ ,  $M_{L3fe}$  e  $M_{L3fd}$ , quando IFLAG = 1 e, calculados os termos da Eq.(5.63), quando IFLAG = 2.

## 5.5 Integração dos Modelos

Nesta etapa do trabalho é promovida uma metodologia para a integração dos modelos de cálculo do comprimento dos pistões na entrada do tê apresentado no item 5.3, de cálculo dos parâmetros do escoamento pistonado apresentado item 5.2, e de cálculo da distribuição de fases e de quebra de pressão entre os ramais do tê discutido item 5.4, constituindo um modelo completo de cálculo das parcelas de desvio de cada fase e das quebras de pressão do escoamento pistonado horizontal através da ramificação tê.

### 5.5.1 Diagrama de integração dos modelos

O modelo desenvolvido para o escoamento pistonado gás-líquido na ramificação tê requer como dados de entrada os parâmetros do escoamento pistonado: a distribuição das velocidades das fases e o perfil da bolha na região da bolha alongada  $h_f(z)$ ,  $u_f(z)$  e  $u_G(z)$ , as velocidades médias das fases dentro do pistão de líquido,  $u_L$  e  $u_b$ , e a fração de líquido,  $R_s$ . O modelo de cálculo dos parâmetros do escoamento pistonado requer como dado o comprimento do pistão de líquido  $l_s$  e o modelo de cálculo da distribuição dos pistões não requer nenhum dado que não

possa ser definido diretamente. Portanto, a metodologia considera que os modelos sejam utilizados em cascata, com o intercâmbio dos parâmetros necessários para cada modelo, como mostrado na Figura 5.25.

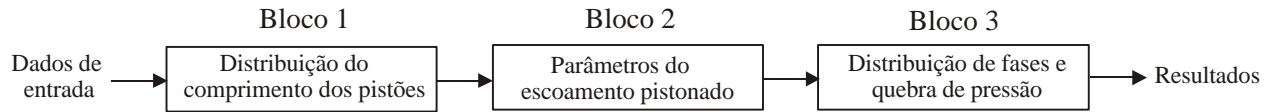


Figura 5.25 - Esquema de passagem de parâmetros entre os modelos

A Tabela 5.1 apresenta o conjunto de parâmetros intercambiados desde os dados de entrada até os resultados.

Tabela 5.1 – Parâmetros intercambiados entre os modelos

Dado de entrada	Entre os blocos 1 e 2	Entre os blocos 2 e 3	Resultados
$\underline{s}, g, P, T$	$l_{si}, i = 1, 2, 3 \dots, N_S$	$u_L, u_b \text{ e } R_s$	$x_2 \text{ e } x_3$
$D_1, D_2, D_3, x_L$		$z_i \text{ } i = 1, 2, \dots, N_P$	$W_2 \text{ e } W_3$
$\underline{q}, \underline{b} \text{ e } \underline{f}$			
$u_{LS}, u_{GS} \text{ e } (F_{13})_L$		$h_f(z), u_f(z) \text{ e } u_G(z)$	$Dp_{12} \text{ e } Dp_{13}$
$l_{sm}, l_{sint} \text{ e } N_{LS}$			
Tipo de distribuição			

onde  $\underline{s}$  é a tensão superficial entre o líquido e o gás;

$g$  é a aceleração da gravidade;

$P$  é a pressão absoluta na região da ramificação tê;

$T$  é a temperatura na região da ramificação tê;

$D_1, D_2, \text{ e } D_3$ , são os diâmetros dos ramais do tê;

$x_L$  é a distância desde o ponto do ponto de mistura das fases até a entrada da ramificação;

$\underline{q}, \underline{b} \text{ e } \underline{f}$  são os ângulos de montagem da ramificação, Figuras 5.7 e 5.8;

$u_{LS}, u_{GS} \text{ e } (F_{13})_L$  são as velocidades superficiais das fases e a fração de desvio da fase líquida para o ramal lateral;

$l_{sm}$ ,  $l_{sint}$  e  $N_{LS}$  é o comprimento médio, o intervalo do comprimento dos pistões e o número de pistões para o cálculo da distribuição do comprimento dos pistões em  $x_L$ ;

*Tipo de distribuição do comprimento dos pistões na entrada do tubo:* normal ou uniforme, como discutido no item 5.3;

$l_{si}$  é a distribuição de comprimento dos pistões na entrada do tê;

$u_L$ ,  $u_b$  e  $R_s$  são as velocidades das fases líquida e gasosa na região do pistão de líquido e a fração de líquido;

$h_f(z)$ ,  $u_f(z)$  e  $u_G(z)$  é o perfil da bolha alongada e as velocidade ao longo da bolha das fases líquida e gasosa, calculados para cada coordenada axial  $z_i$  definida de forma conveniente;

$x_2$  e  $x_3$  são os títulos nos ramais (2) e (3);

$M_2$  e  $M_3$  são as descargas bifásicas nos ramais (2) e (3);

$Dp_{12}$  e  $Dp_{13}$  são as quebras de pressão entre os ramais (1) e (2) e entre (1) e (3).

Os valores das variáveis  $h_f(z)$ ,  $u_f(z)$ ,  $u_G(z)$  e  $z_i$  são armazenados durante o processo de solução da região da bolha alongada, como descrito no item 5.2. As Figuras 5.26, 5.27 e 5.28 mostram a distribuição dos pontos armazenados, que são mais próximos na região das curvas onde ocorrem os maiores gradientes e, dessa forma, são minimizados os erros de integração numérica da parcelas de desvio da descarga de cada fase, como discutido no item 5.4.2.

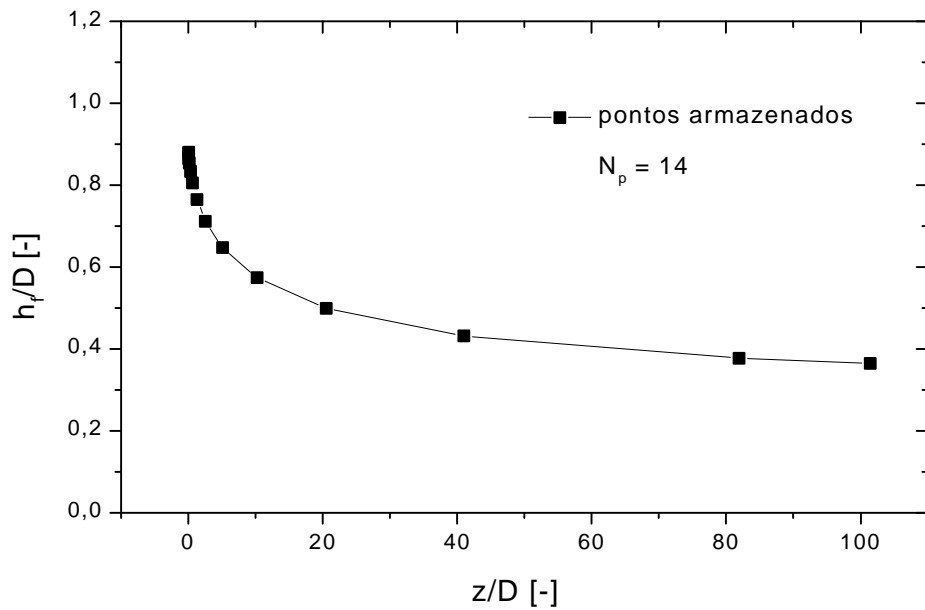


Figura 5.26 - Espessura adimensional  $h_f/D$  versus  $z$  (perfil da bolha)

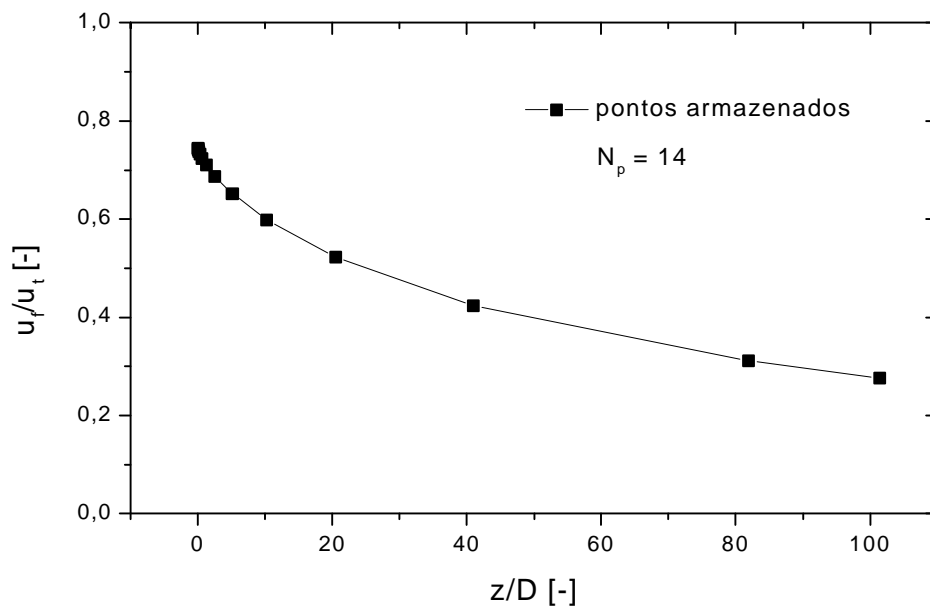


Figura 5.27 - Velocidade da fase líquida adimensional  $u_f/u_t$  versus  $z$

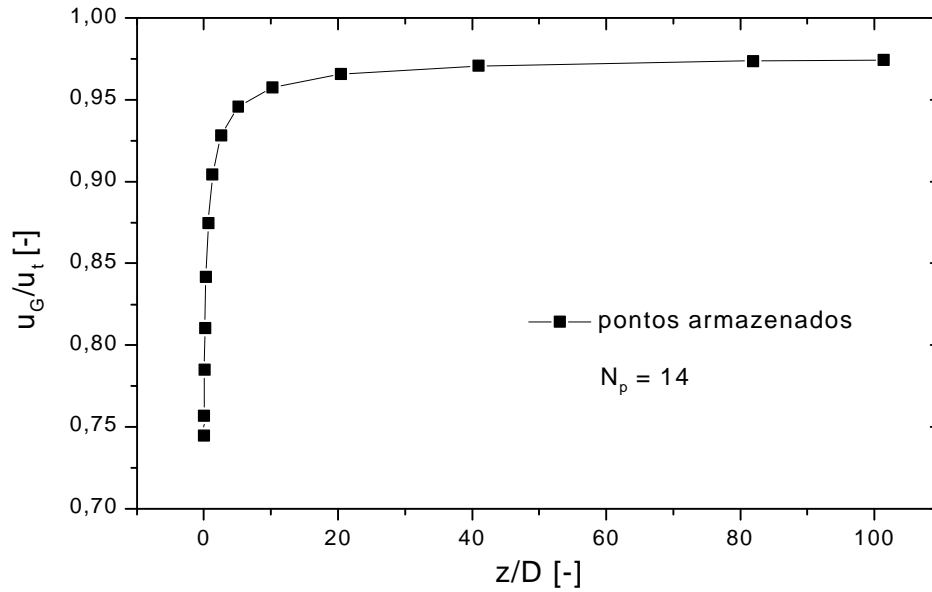


Figura 5.28 - Velocidade da fase gasosa adimensional  $u_G/u_t$  versus  $z$

#### Programa computacional LINKSOL.FOR

Este item apresenta o programa computacional LINKSOL.FOR, Anexo A.7.4, desenvolvido em FORTRAN 77, da integração dos modelos de cálculo dos parâmetros do escoamento pistonado, como apresentado no item 5.2, e de cálculo da distribuição de fases e de quebra de pressão entre os ramais do tê, como discutido no item 5.4.

A Figura 5.29 apresenta o diagrama de blocos do programa LINKSOL.FOR. Os programas apresentados nos itens 5.2.3, 5.3.3 e 5.4.3 representam subprogramas do programa LINKSOL.FOR. Os subprogramas são chamados na ordem apresentada na Figura 5.25, com a passagem de parâmetros feita de acordo com a Tabela 5.1. Junto com os resultados são apresentadas as frações de desvio, definidas no item 4.3.3-a, para comparação com dados experimentais.



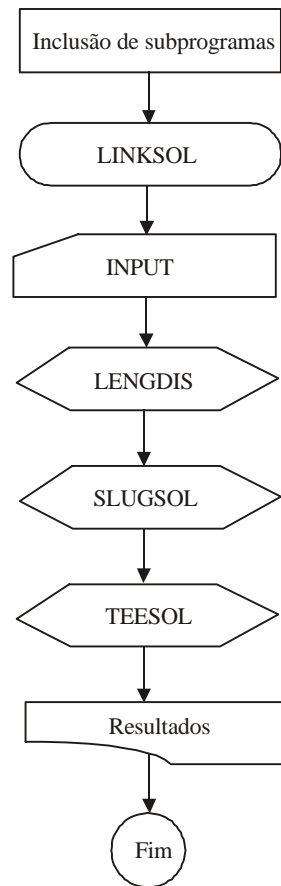


Figura 5.29 – Diagrama de blocos do programa computacional LINKSOL.FOR

## **CAPÍTULO 6**

### **APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS**

Neste capítulo são apresentados e discutidos os dados experimentais e os resultados teóricos da modelagem do escoamento ar-água pistonado em tê.

#### **6.1 Discussão inicial**

O capítulo foi dividido em duas seções principais que tratam da caracterização dos escoamentos pistonados testados:

- Item 6.2 - na entrada do tê.

Compreende a análise das características descritivas do padrão dos escoamentos estudados, o cálculo da distribuição dos comprimentos dos pistões, e o cálculo dos perfis das bolhas alongadas;

- Item 6.3 - na passagem pelo tê.

Compreende a distribuição de fases após o tê e as pressões diferenciais entre os ramais de entrada e de saída do tê.

Em todo o capítulo os dados experimentais foram analisados e comparados com os resultados da modelagem proposta.

A validação do modelo foi feita através da comparação dos parâmetros dos modelos componentes do modelo proposto com os dados experimentais.

## **6.2 Caracterização dos Escoamentos Pistonados na Entrada do Tê**

Os escoamentos na entrada do tê que foram estudados correspondem às condições mostradas na Figura 6.1, que é a Figura 4.2, repetida para facilitar a leitura.

### **6.2.1 Análise das características descritivas do padrão dos escoamentos estudados**

Como foi descrito nos itens 4.2.1 e 4.3.2, o padrão dos escoamentos estudados foi determinado utilizando, além da informação visual, a análise dos gráficos de distribuição de probabilidade dos sinais provenientes do medidor de espessura da camada de líquido  $h_L$ .

A Tabela 6.1 mostra os valores das velocidades superficiais médias das fases que foram calculadas a partir das medidas de vazão, pressão manométrica e temperatura para cada condição de teste. As velocidades superficiais podem ser comparadas às da Tabela 4.1, que apresenta os valores programados. Os maiores desvios entre as velocidades superficiais das tabelas ocorreram no ponto 3, para o líquido (-2,50%), e no ponto 12, para o gás (3,08%), o que mostra a boa acuidade com que os experimentos foram executados. Durante os testes a pressão barométrica ficou em torno de 708,8 mmHg.

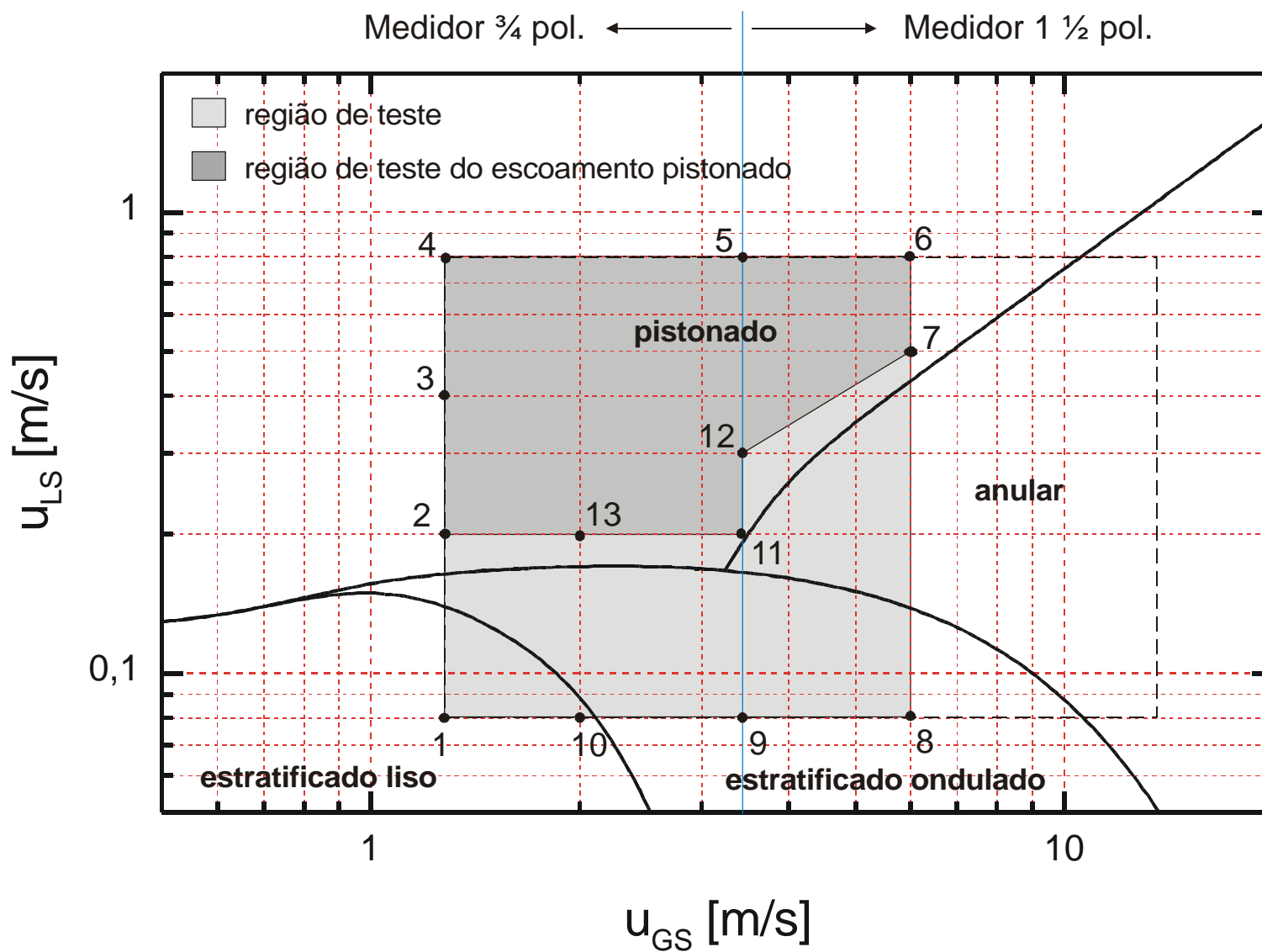


Figura 6.1 - Mapa de padrões com pontos experimentais

Tabela 6.1 - Vazões, pressões e temperaturas medidas nos testes

Ponto	$Q_L$ [l/min]	$Q_G$ [m <sup>3</sup> /h]	$p_I$ [kPa]	$T_I$ [°C]	$u_{LS}$ [m/s]	$u_{GS}$ [m/s]
1	4,37	4,48	0,42	25,4	0,080	1,371
2	10,77	4,48	0,61	26,0	0,198	1,371
3	22,35	4,48	0,91	26,2	0,410	1,371
4	42,94	4,55	1,89	26,1	0,788	1,392
5	43,40	10,54	2,61	26,3	0,797	3,225
6	42,92	20,04	4,11	26,4	0,788	6,131
7	27,10	20,15	2,28	26,5	0,497	6,165
8	4,45	19,37	0,52	26,3	0,082	5,926
9	4,37	10,54	0,50	25,8	0,080	3,225
10	4,34	6,59	0,44	25,6	0,080	2,016
11	10,81	10,48	0,69	26,3	0,198	3,206
12	16,42	10,36	0,85	26,4	0,301	3,170
13	10,90	6,58	0,61	26,2	0,200	2,013

As Figuras 6.2 a 6.27 apresentam uma amostra de 30 segundos dos sinais adquiridos do medidor de espessura da camada de líquido  $h_L$ , para cada condição (ponto) de teste, com o correspondente gráfico da distribuição de probabilidade dos sinais do conjunto completo de amostras de 5 minutos, como discutido no item 4.2.1.

A análise dos sinais mostrados nas Figuras 6.2, 6.4, 6.6 e 6.8 da espessura adimensional  $h_L/D$  versus tempo de aquisição permite identificar o escoamento estratificado, caracterizado pela fase gasosa escoando de forma segregada sobre a fase líquida. Na Figura 6.1 observa-se que a velocidade superficial do gás, ou a vazão de gás, foi aumentada na sequência de testes correspondentes às condições 1, 10, 9 e 8, fato que provocou o aparecimento de ondas, portanto, indo-se do escoamento estratificado liso ao ondulado. As ondas geradas nas condições 10 e 9 são de alta frequência, em torno de 5 Hz, e de baixa amplitude, sendo que a amplitude de 9 é maior do que a de 10. Por outro lado, do ponto 9 para o ponto 8, a frequência das ondas diminuiu para 1,5 Hz com um salto acentuado da amplitude de cerca de 0,1 para 0,3  $h_L/D$ . Verificou-se, assim, que o aumento da vazão de gás provoca um aumento da amplitude e uma redução da frequência das ondas.

As Figuras 6.3, 6.4, 6.6 e 6.8 apresentam as distribuições de probabilidade dos sinais para os pontos 1, 10, 9 e 8, respectivamente. Os gráficos mostram que, em função do aumento de amplitude das ondas desde o ponto 1 até o ponto 8, ocorreu um espalhamento da distribuição de densidade dos sinais e uma redução da espessura média da camada de líquido. Os gráficos dos pontos 1, 10 e 9 obedecem a uma distribuição normal, sendo que o gráfico do ponto 9 lembra uma distribuição "chi-quadrada" devido ao formato das ondas, com picos entre regiões de depressão.

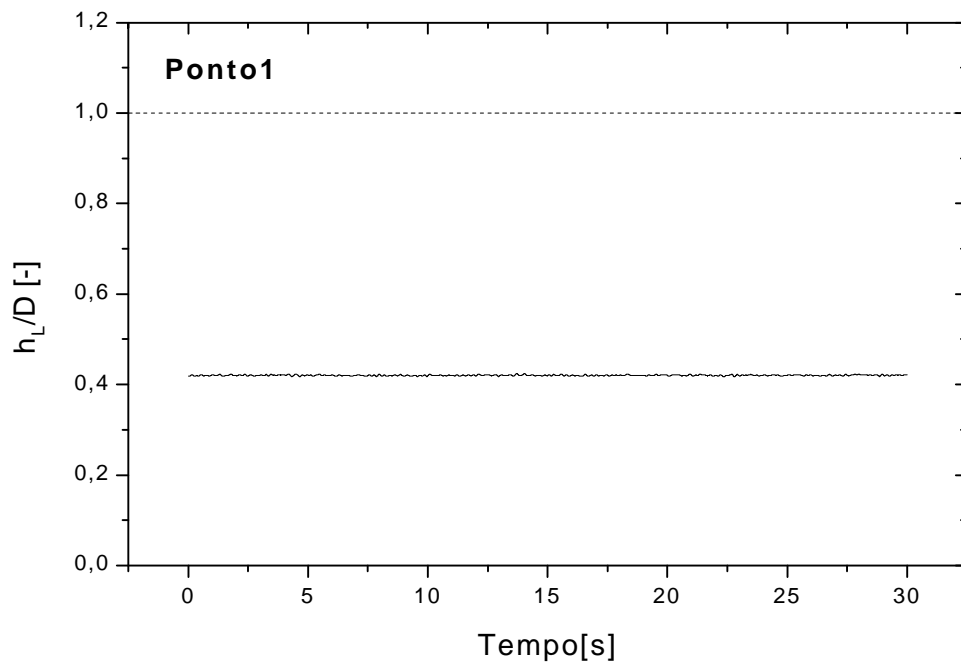


Figura 6.2 - Sinal proveniente do medidor de  $h_L$  no ponto 1

$$u_{LS} = 0,080 \text{ m/s e } u_{GS} = 1,371 \text{ m/s}$$

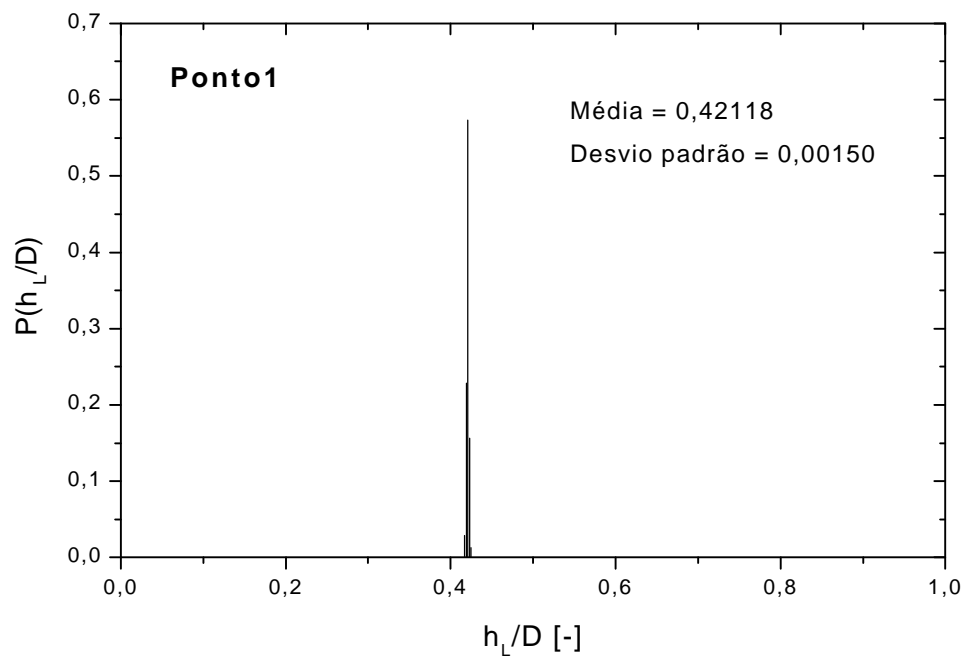


Figura 6.3 - Distribuição de Probabilidade dos sinais de  $h_L/D$  no ponto 1

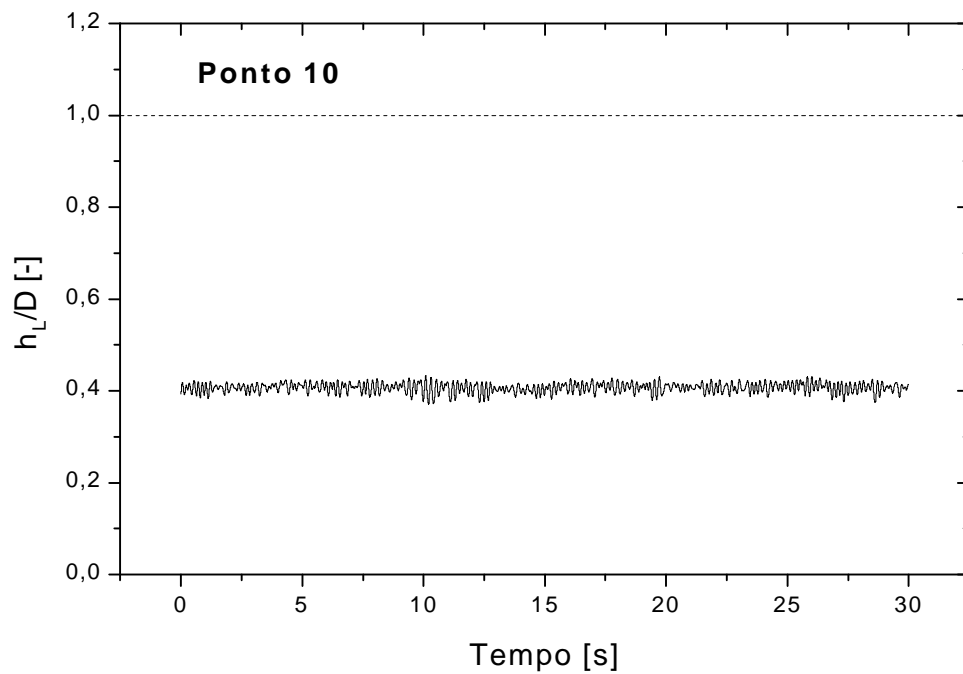


Figura 6.4 - Sinal proveniente do medidor de  $h_L$  no ponto 10

$$u_{LS} = 0,080 \text{ m/s e } u_{GS} = 2,016$$

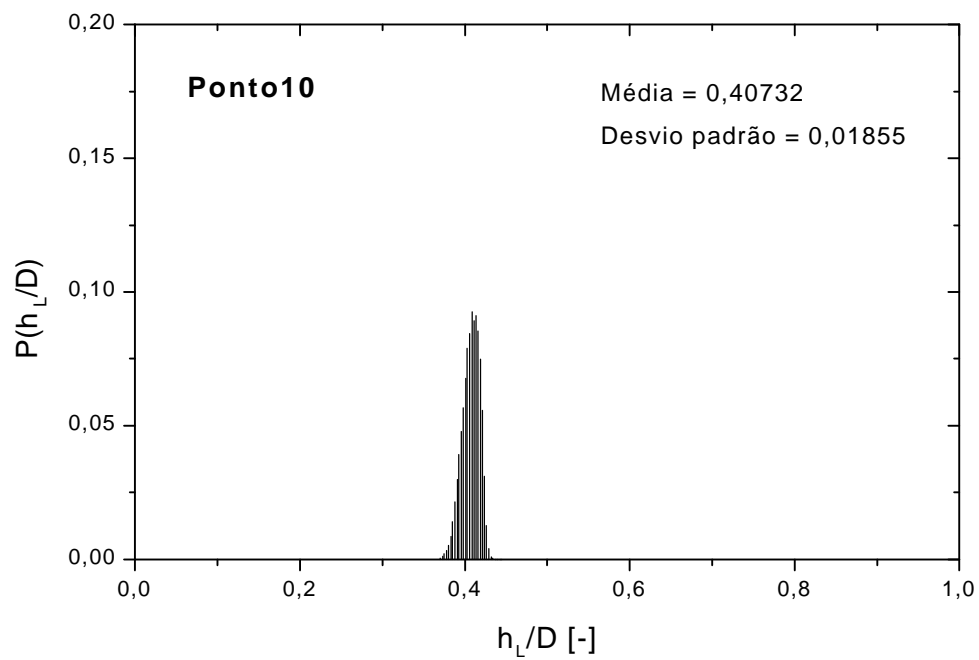


Figura 6.5 - Distribuição de Probabilidade dos sinais de  $h_L/D$  no ponto 10



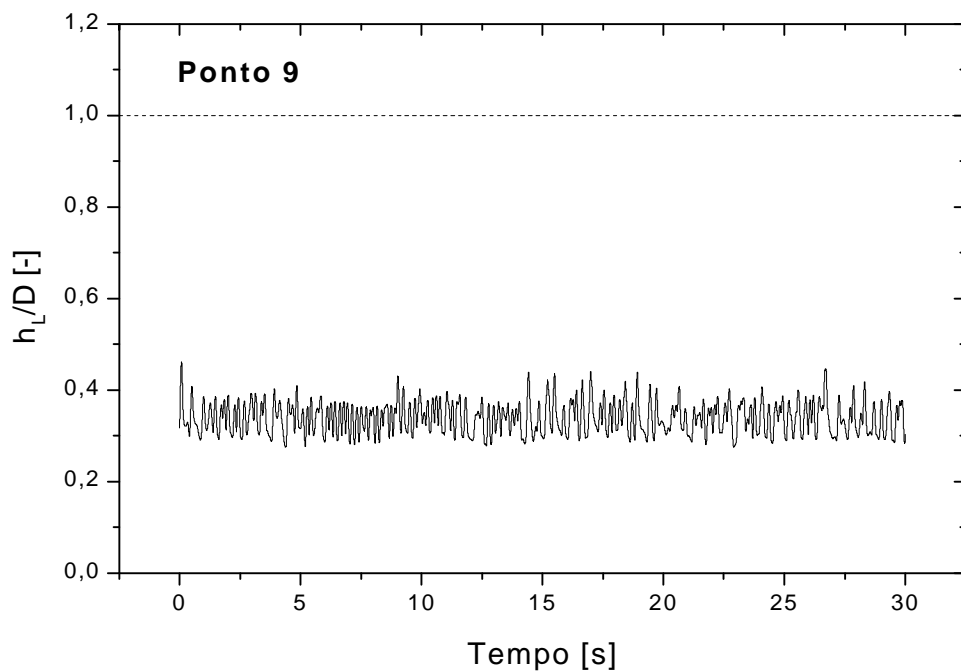


Figura 6.6 - Sinal proveniente do medidor de  $h_L$  no ponto 9

$$u_{LS} = 0,080 \text{ m/s e } u_{GS} = 3,225 \text{ m/s}$$

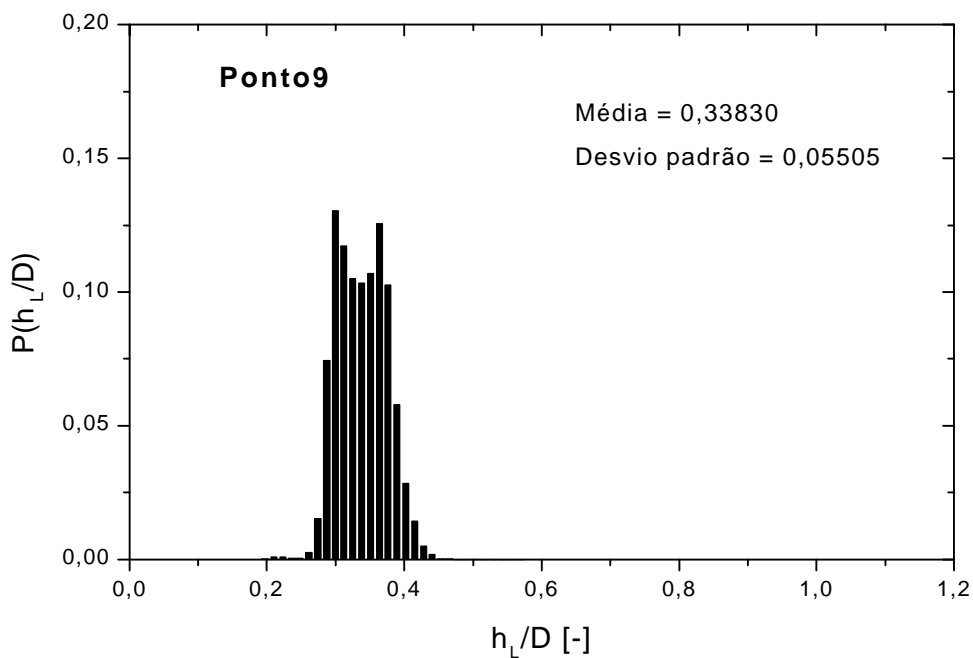


Figura 6.7 - Distribuição de Probabilidade dos sinais de  $h_L/D$  no ponto 9

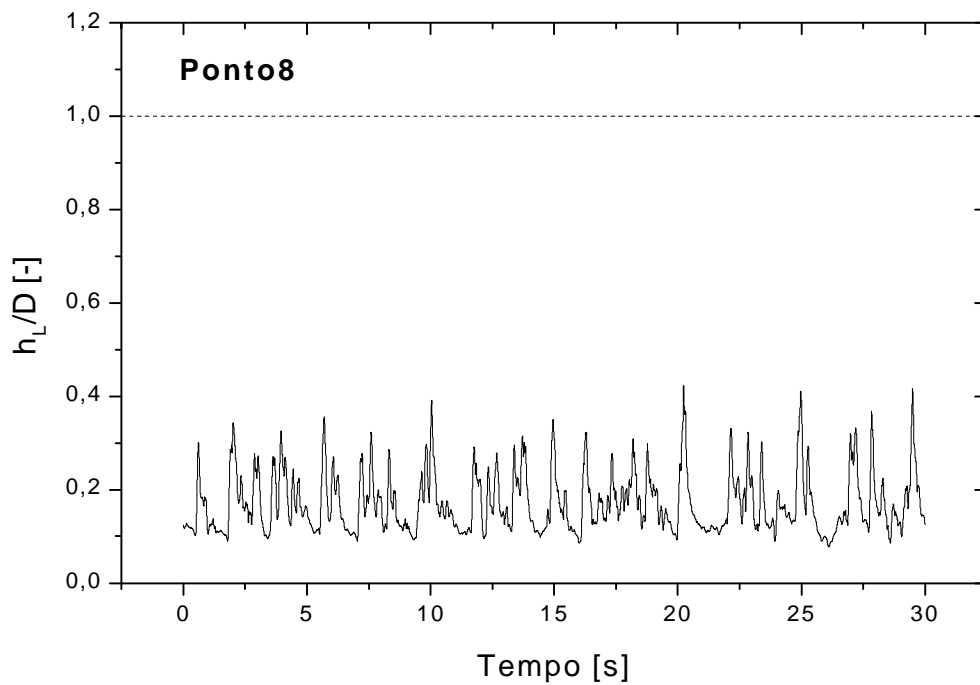


Figura 6.8 - Sinal proveniente do medidor de  $h_L$  no ponto 8

$$u_{LS} = 0,082 \text{ m/s e } u_{GS} = 5,926 \text{ m/s}$$

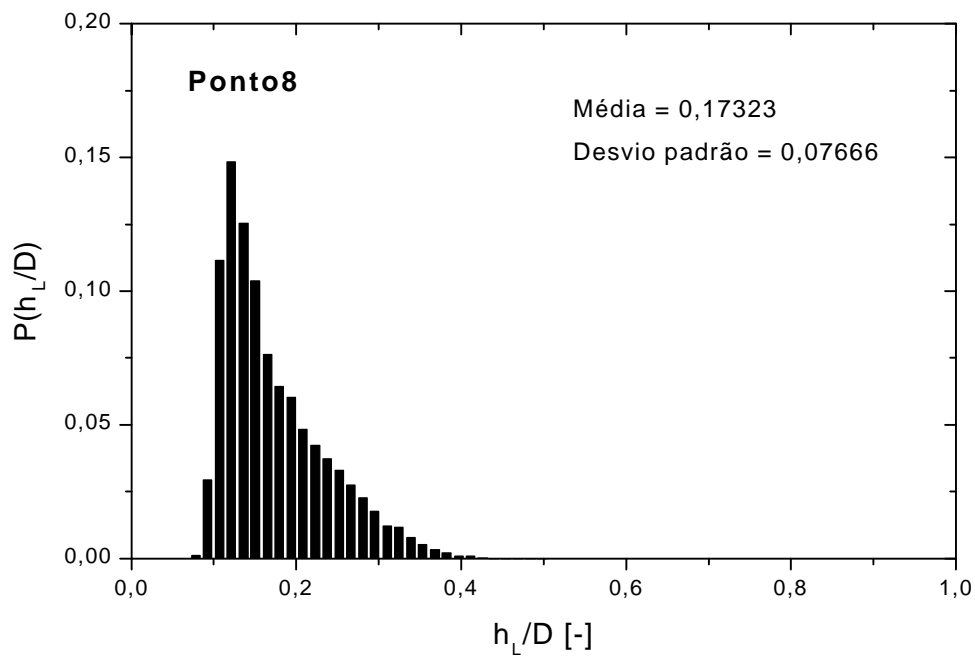


Figura 6.9 - Distribuição de Probabilidade dos sinais de  $h_L/D$  no ponto 8

As Figuras 6.10 a 6.27 apresentam os gráficos das amostras de 30 segundos dos sinais adquiridos do medidor de espessura da camada de líquido  $h_L$ , e os gráficos correspondentes da distribuição de probabilidade dos pontos na região do escoamento pistonado, Figura 6.1.

Entre os pontos 2, 3 e 4 ocorreu um aumento da velocidade superficial ou da vazão de água. As Figuras 6.10, 6.12 e 6.14 indicam a presença de pistões de líquido quando o sinal de  $h_L/D$  é próximo de 1,0, que se apresentam intercalados por bolhas alongadas. Na sequência das condições 2, depois 3 e 4, verifica-se além do aumento da frequência e da redução do tempo de passagem das bolhas alongadas, a presença de ressalto hidráulico no gráfico do ponto 2, Figura 6.10, e a formação de ondas pronunciadas no interior das bolhas alongadas, que se reduzem com o aumento da vazão de líquido de 2 para 4.

A característica principal dos gráficos de distribuição de probabilidade dos sinais adquiridos para os pontos 2, 3 e 4, mostrados nas Figuras 6.11, 6.13 e 6.15, é a presença de dois picos. Um deles localizado abaixo de  $h_L/D = 0,4$  e outro próximo de  $h_L/D = 1,0$ , indicando a presença de dois valores característicos da espessura da camada de líquido, um relacionado à presença das bolhas e outro à dos pistões. Os picos relacionados à presença das bolhas (esquerda dos gráficos) são em geral maiores do que os dos pistões (direita dos gráficos), sendo que nos pontos 2, 3 e 4 o aumento da vazão de líquido produziu uma redução do pico das bolhas e um aumento dos picos dos pistões e, também, um aumento da probabilidade de valores de  $h_L/D$  na região de vales entre os dois picos. Portanto, o aumento da vazão de líquido provocou uma distribuição mais homogênea da probabilidade dos sinais de  $h_L/D$ .

Nos gráficos das Figuras 6.10, 6.12 e 6.14 o valor medido de  $h_L/D$  raramente atingiu  $h_L/D = 1,0$  o que ocorre quando o tubo está completamente preenchido pelo líquido na seção de medida entre os eletrodos, e seria esperado na passagem dos pistões de líquido. Uma explicação para este fato é a presença das pequenas bolhas espalhadas dentro dos pistões, que em velocidades mais baixas se concentram junto ao perímetro superior do tubo e, em velocidades mais altas, ficam dispersas em todo o pistão. Portanto, o medidor de espessura da camada de líquido, apresentado no item 3.3, determina, em realidade, uma "espessura efetiva" quando as fases se encontram dispersas uma na outra como ocorre na região dos pistões.

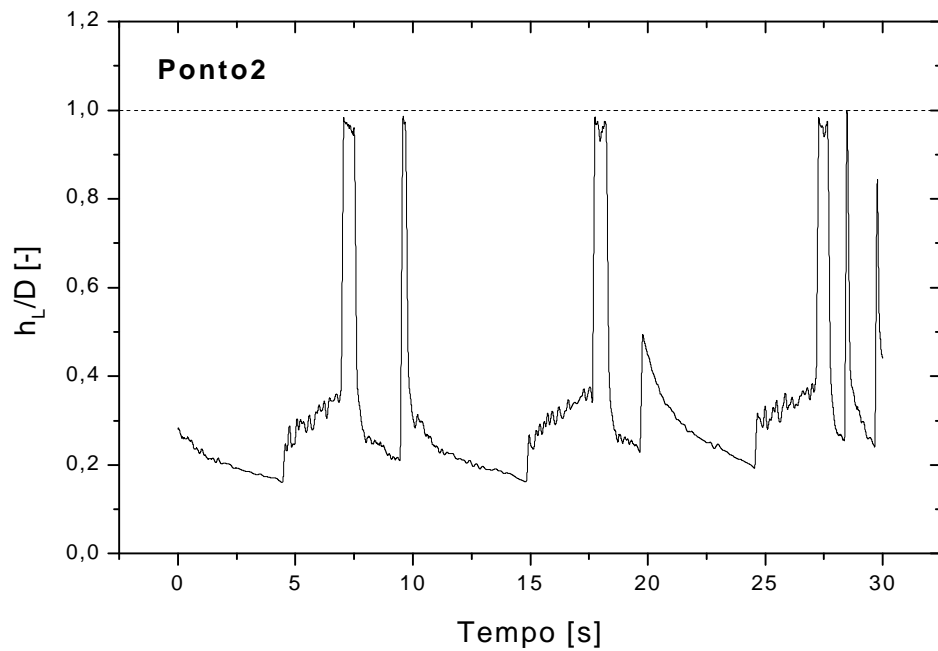


Figura 6.10 - Sinal proveniente do medidor de  $h_L$  no ponto 2

$$u_{LS} = 0,198 \text{ m/s e } u_{GS} = 1,371 \text{ m/s}$$

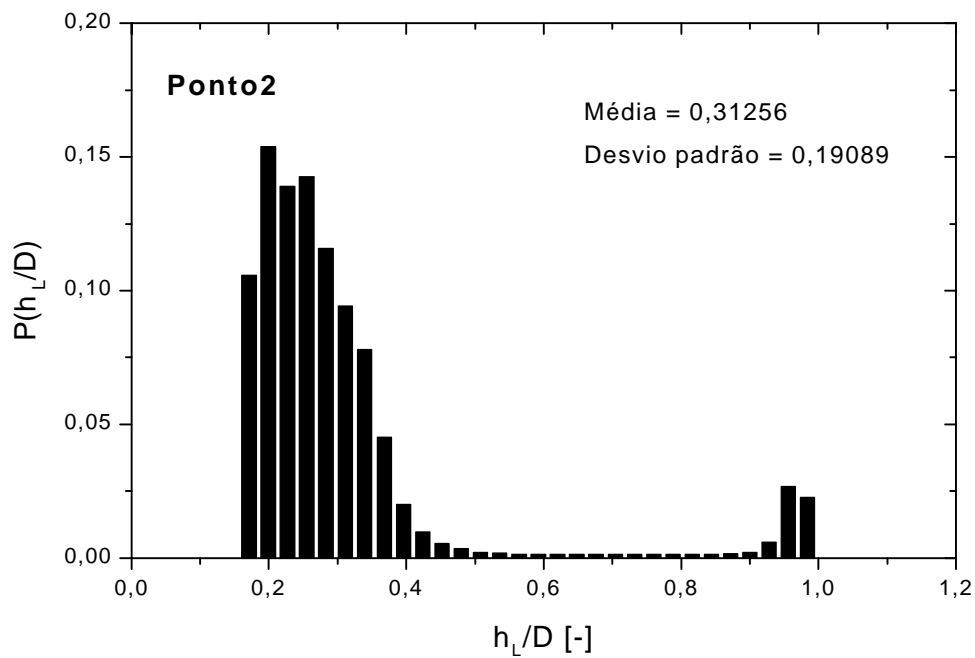


Figura 6.11 - Distribuição de Probabilidade dos sinais de  $h_L/D$  no ponto 2

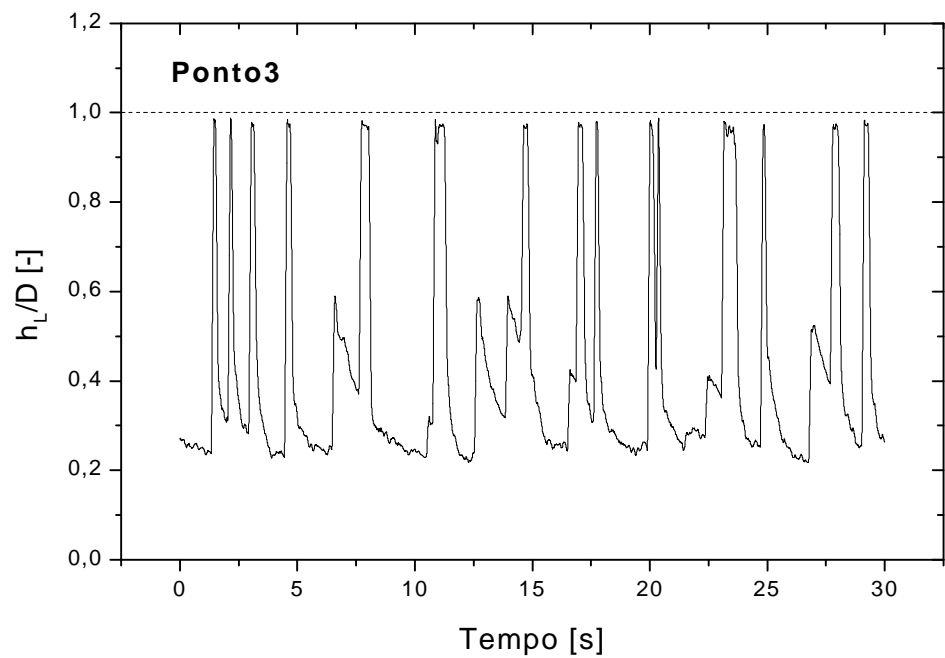


Figura 6.12 - Sinal proveniente do medidor de  $h_L$  no ponto 3

$$u_{LS} = 0,410 \text{ m/s e } u_{GS} = 1,371 \text{ m/s}$$

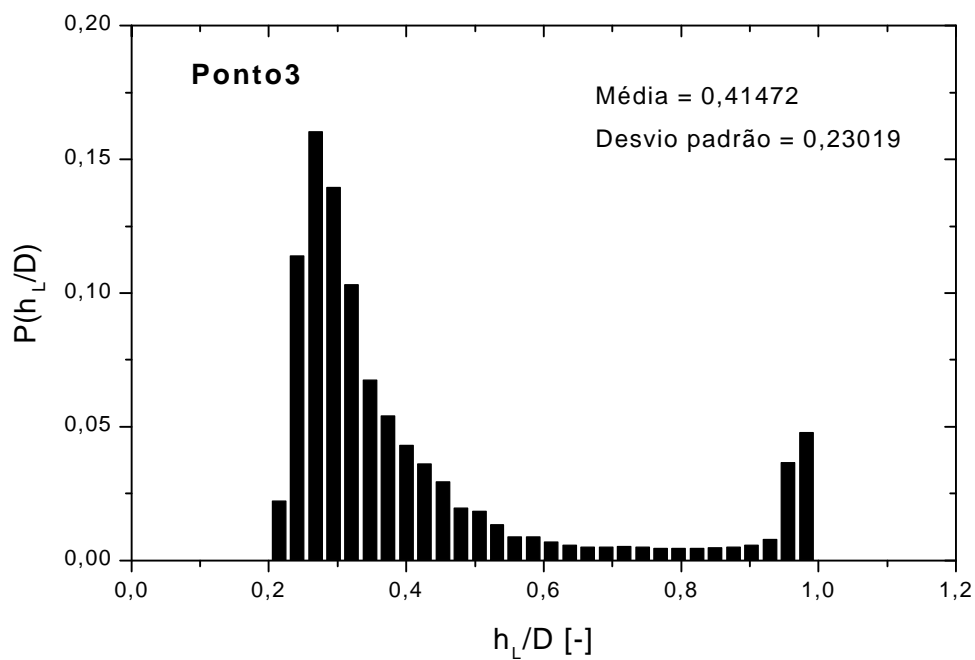


Figura 6.13 - Distribuição de Probabilidade dos sinais de  $h_L/D$  no ponto 3

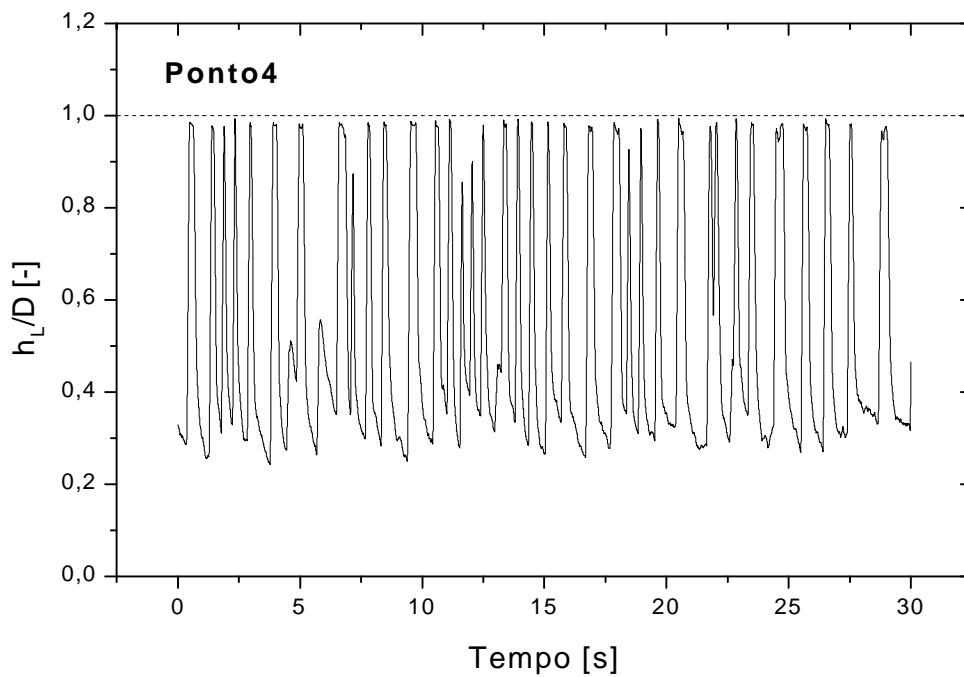


Figura 6.14 - Sinal proveniente do medidor de  $h_L$  no ponto 4

$$u_{LS} = 0,788 \text{ m/s e } u_{GS} = 1,392 \text{ m/s}$$

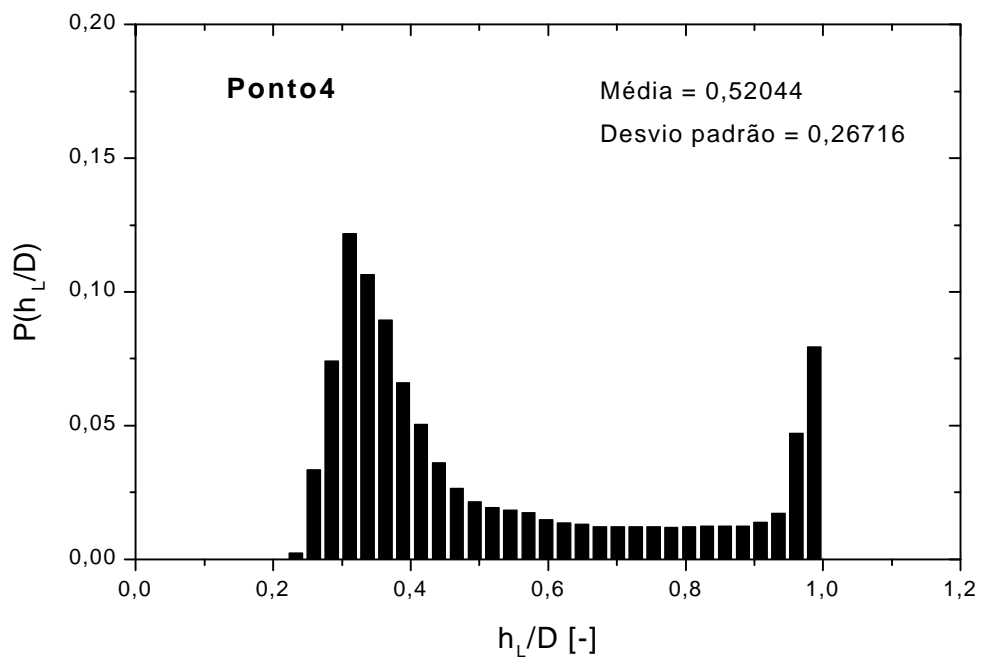


Figura 6.15 - Distribuição de Probabilidade dos sinais de  $h_L/D$  no ponto 4

As Figuras 6.16 a 6.21 apresentam os gráficos das amostras de 30 segundos dos sinais adquiridos do medidor de espessura da camada de líquido  $h_L$ , e os gráficos correspondentes da distribuição de probabilidade dos pontos 5, 6 e 7, indicados na Figura 6.1. Partindo do ponto 4 em direção ao ponto 6 ocorreu um aumento da velocidade superficial, ou aumento da vazão de gás.

Observa-se nas Figuras 6.14 e 6.16 que o aumento da vazão de gás indo do ponto 4 para o ponto 5 acarretou um aumento do tempo de passagem das bolhas alongadas, acompanhado de uma redução do tempo de passagem dos pistões e, portanto, uma redução da frequência de passagem dos pistões. É observado também um aumento da quantidade de bolhas dispersas nos pistões de líquido, pois, como visto entre as Figuras 6.14 e 6.16, os picos que representam a passagem dos pistões sofreram uma certa redução de altura.

Entre os pontos 5 e 6, como mostrado nas Figuras 6.16 e 6.18, da mesma forma como entre os pontos 4 e 5, ocorreu uma redução do tempo de passagem dos pistões, devido à presença maior de picos pontiagudos e também de um aumento da quantidade de bolhas dispersas nos pistões de líquido, porém ao contrário do que foi observado entre os pontos 4 e 5, entre os pontos 5 e 6 houve uma redução do tempo de passagem das bolhas alongadas e, portanto, um aumento da frequência de passagem dos pistões.

Os gráficos da distribuição de probabilidade dos sinais dos escoamentos 4 a 6, quando ocorreu um aumento da vazão de gás, permitem observar uma redução gradual do pico à direita dos gráficos, relacionados à passagem dos pistões de líquido e, portanto, do tempo de passagem dos mesmos.

Indo do ponto 6 ao 7, mostrado nas Figuras 6.18 e 6.20, ocorreu uma redução da velocidade superficial do líquido. Este fato provocou um aumento do tempo de passagem das bolhas alongadas, um aumento da quantidade de bolhas dispersas nos pistões de líquido e uma redução da frequência de passagem dos pistões.

Os gráficos da distribuição de probabilidades dos pontos 6 e 7, mostrados nas Figuras 6.19 e 6.21, são semelhantes, porém, permitem observar uma redução mais acentuada das barras para o ponto 7 quando  $h_L/D$  aumenta, representando uma redução do tempo de passagem dos pistões de líquido, que não pode ser observada pelo exame das Figuras 6.18 e 6.20.

Um fato importante é a semelhança entre os gráficos da distribuição de probabilidades dos pontos 6 e 8, mostrados nas Figuras 6.19 e 6.9, um para escoamento caracterizado como estratificado ondulado (ponto 8) e outro como escoamento pistonado (ponto 6). A diferença principal entre os gráficos é a faixa de medida de  $h_L/D$ , isto é, tanto a passagem de ondas no ponto 8 como a de pistões altamente aerados no ponto 6 provoca o surgimento de picos nos gráficos das amostras dos sinais, conforme as Figuras 6.18 e 6.8, que produzem uma distribuição do tipo "chi-quadrado", com rabicho alongado para a direita. A faixa de  $h_L/D$  nos dois gráficos, no entanto, é diferente, chegando a 0,4 para o ponto 8 e a 1,0 para o ponto 6.

Outro fato importante se refere à relação entre os tempos de passagem dos pistões e bolhas alongadas e os seus respectivos comprimentos. Considerando, por exemplo, os gráficos das Figuras 6.10, para o ponto 2, e 6.18, para o ponto 6, aparentemente os pistões são mais curtos no ponto 6 do que no ponto 2. Deve-se levar em consideração, no entanto, que velocidade média do escoamento no ponto 6 ( $u_S = u_{LS} + u_{GS} = 6,919$  m/s) é bem maior do que a do ponto 2 ( $u_S = u_{LS} + u_{GS} = 1,569$  m/s), cerca de 4,41 vezes e, portanto, pode ocorrer que os pistões do ponto 6 sejam maiores do que os do ponto 2. Este fato é discutido novamente no item 6.2.2.



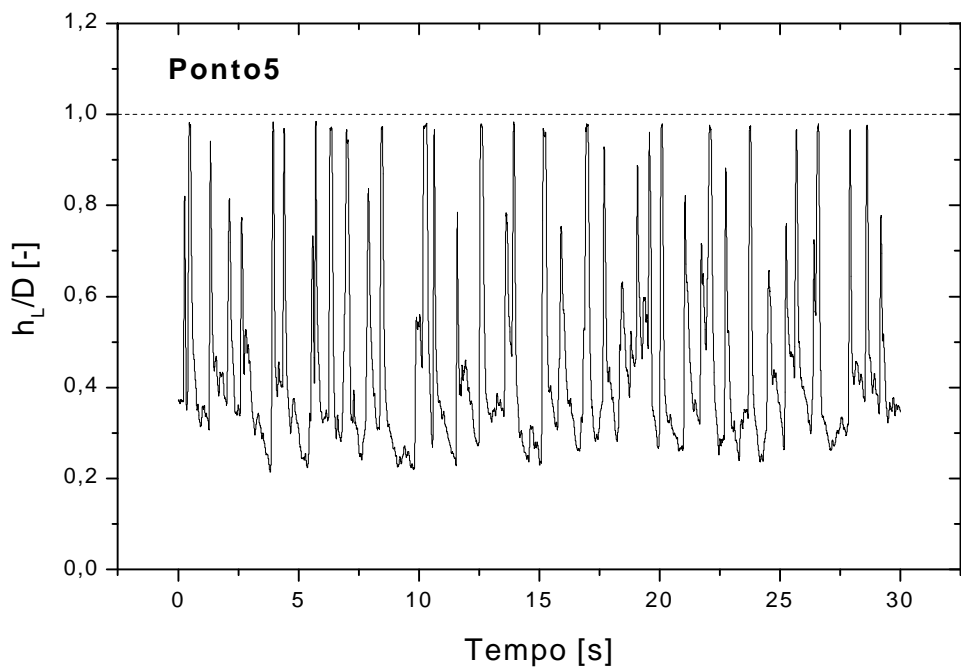


Figura 6.16 - Sinal proveniente do medidor de  $h_L$  no ponto 5

$$u_{LS} = 0,797 \text{ m/s e } u_{GS} = 3,225 \text{ m/s}$$

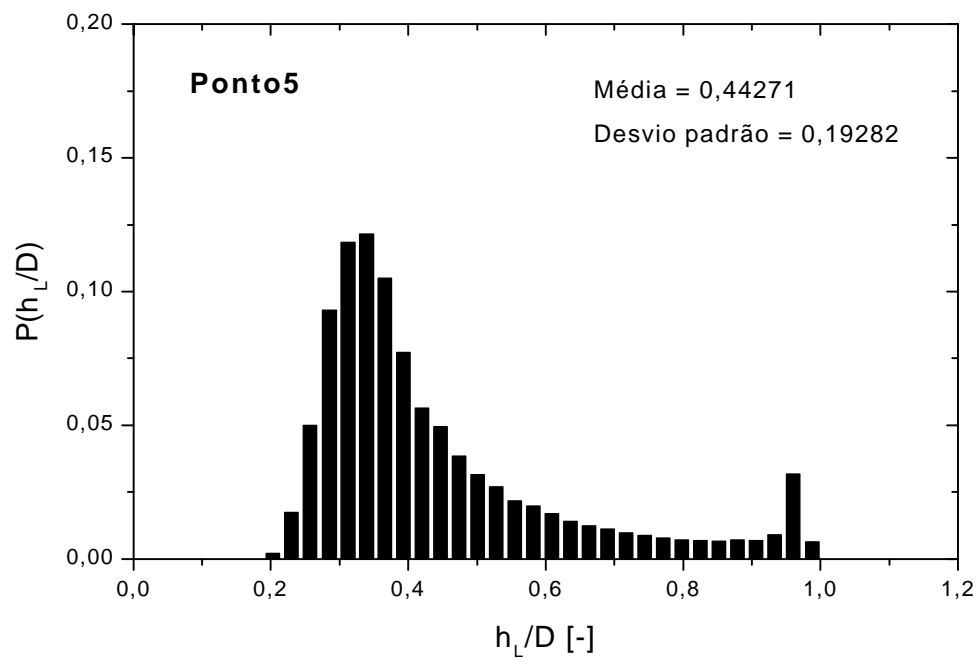


Figura 6.17 - Distribuição de Probabilidade dos sinais de  $h_L/D$  no ponto 5

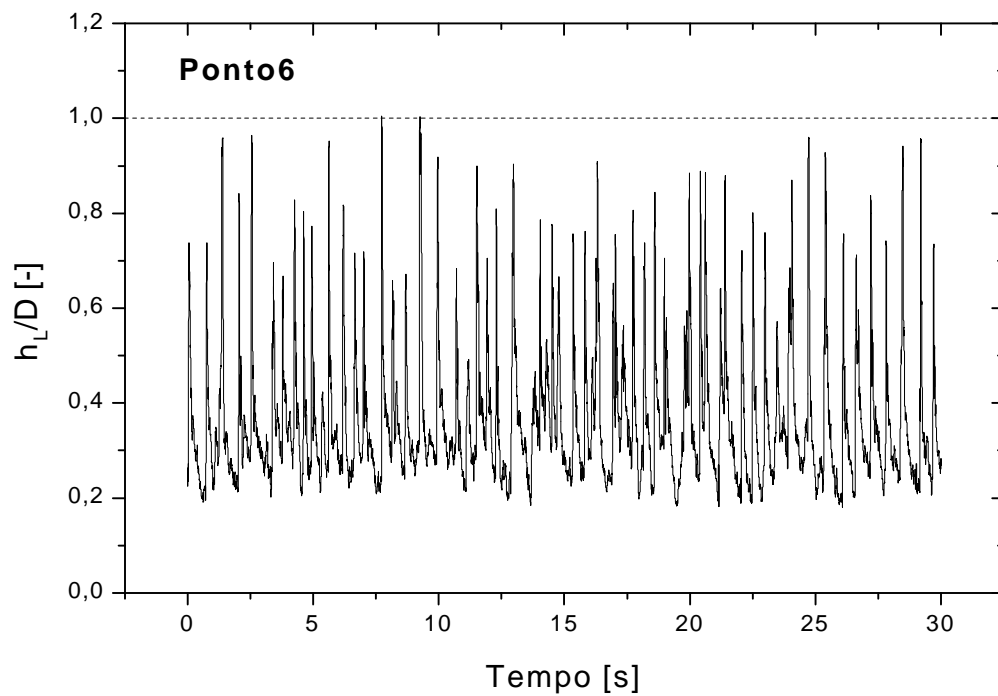


Figura 6.18 - Sinal proveniente do medidor de  $h_L$  no ponto 6

$$u_{LS} = 0,788 \text{ m/s e } u_{GS} = 6,131 \text{ m/s}$$

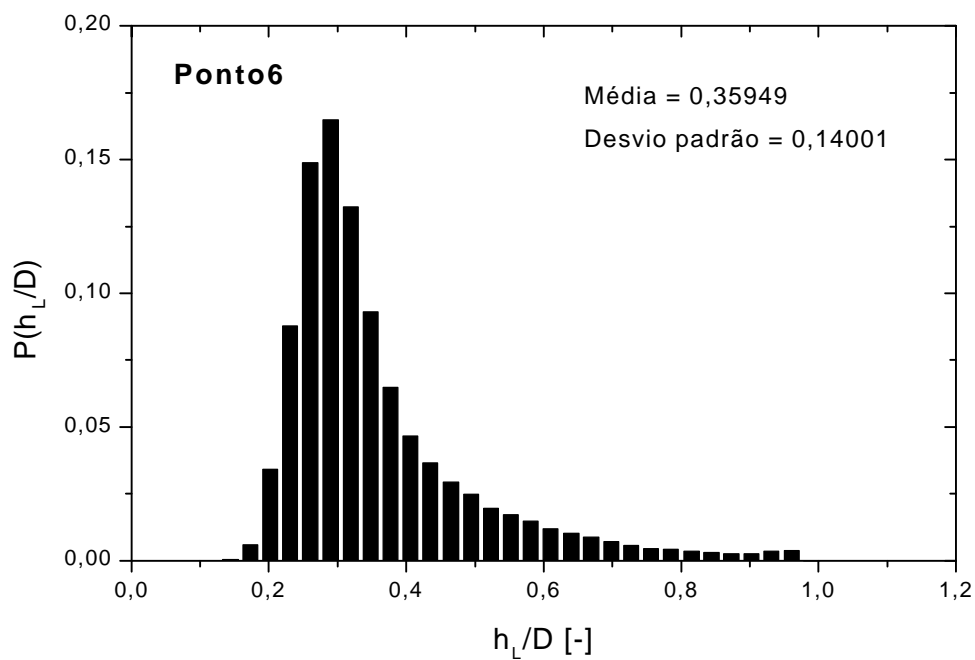


Figura 6.19 - Distribuição de Probabilidade dos sinais de  $h_L/D$  no ponto 6

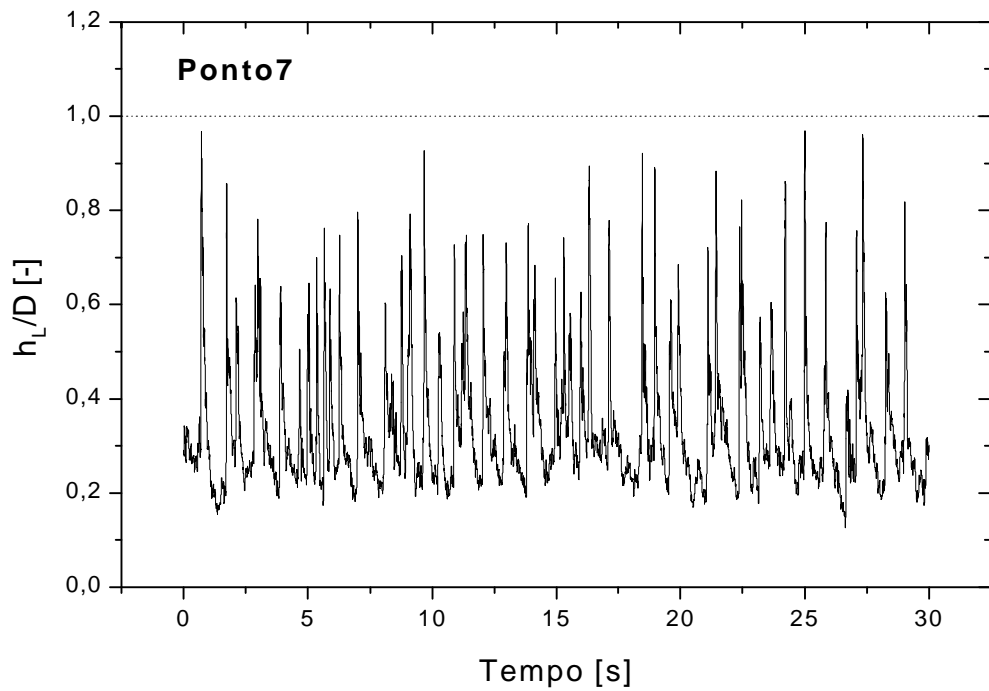


Figura 6.20 - Sinal proveniente do medidor de  $h_L$  no ponto 7

$$u_{LS} = 0,497 \text{ m/s e } u_{GS} = 6,165 \text{ m/s}$$

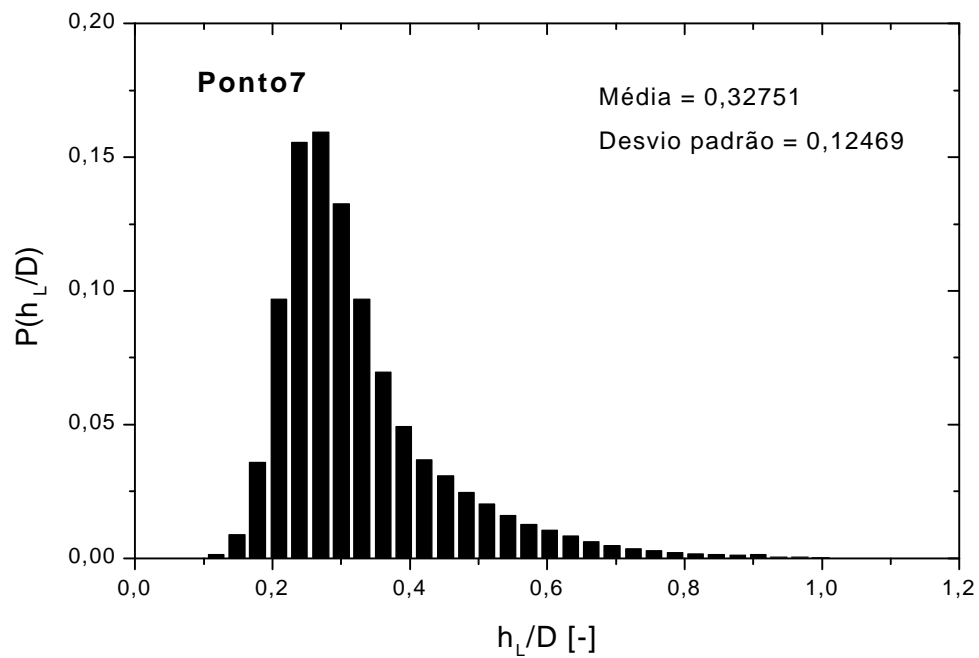


Figura 6.21 - Distribuição de Probabilidade dos sinais de  $h_L/D$  no ponto 7

As Figuras 6.22 a 6.27 apresentam os gráficos das amostras de 30 segundos dos sinais adquiridos do medidor de espessura da camada de líquido  $h_L$ , e os gráficos correspondentes da distribuição de probabilidade dos pontos 13, 11 e 12, indicados na Figura 6.1, onde pode-se observar que eles estão próximos da fronteira da região de escoamento pistonado com regiões com outros padrões de escoamento.

Do ponto 13 para o 11, Figuras 6.22 e 6.24, houve um aumento da velocidade superficial do gás, o que provocou um aumento das ondas dentro das bolhas alongadas e uma redução do tempo de passagem dos pistões.

Do ponto 11 para o 12, Figuras 6.24 e 6.26, ocorreu um aumento da velocidade superficial ou da vazão de líquido, o que provocou um aumento do número e da intensidade das ondas dentro das bolhas alongadas e da frequência dos pistões de líquido.

Os gráficos das distribuições de probabilidade dos pontos 13, 11 e 12, mostrados nas Figuras 6.23, 6.25 e 6.27, respectivamente, são semelhantes, porém, com a presença de dois picos característicos no gráfico do ponto 13. Nos gráficos dos pontos 11 e 12, observa-se que os sinais são mais raros próximos de  $h_L/D = 1,0$  no gráfico do ponto 11 do que no gráfico do ponto 12.

Em geral, os gráficos dos pontos 13, 11 e 12 mostram claramente que se está tratando de um tipo de escoamento pistonado com características instáveis em relação à presença dos pistões de líquido, mas principalmente, em relação às bolhas alongadas, que apresentam ondas pronunciadas no seu interior, destacando, dessa forma, a proximidade destes pontos das linhas de transição entre padrões de escoamento, como se observa no mapa da Figura 6.1.

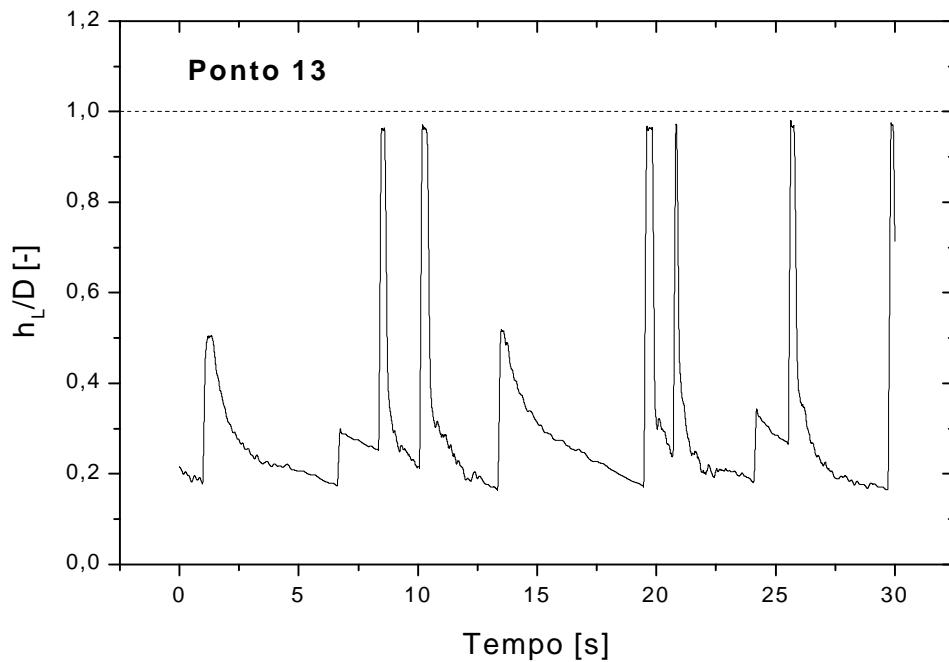


Figura 6.22 - Sinal proveniente do medidor de  $h_L$  no ponto 13

$$u_{LS} = 0,200 \text{ m/s e } u_{GS} = 2,013 \text{ m/s}$$

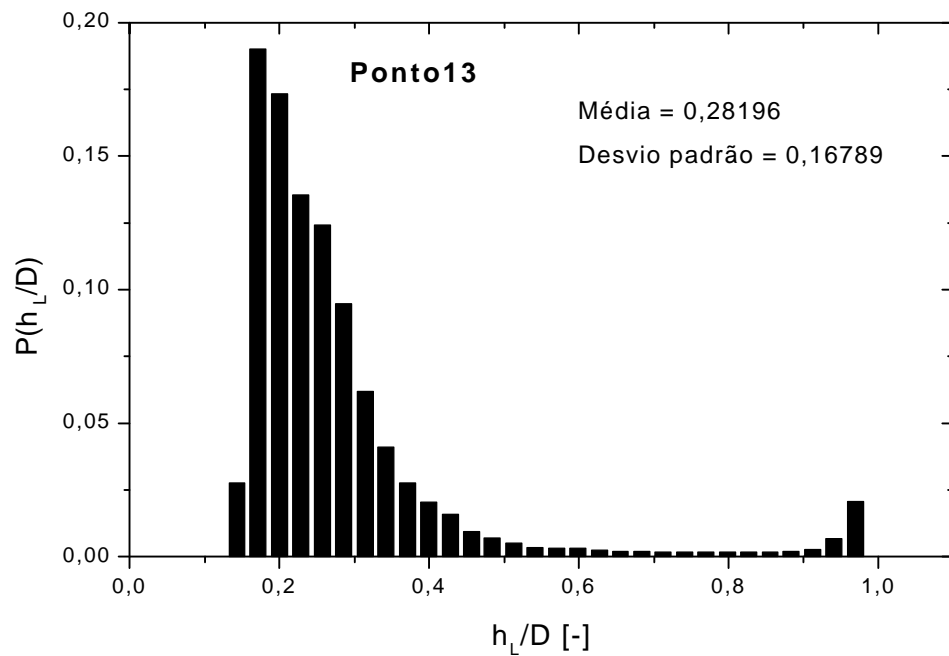


Figura 6.23 - Distribuição de Probabilidade dos sinais de  $h_L/D$  no ponto 13

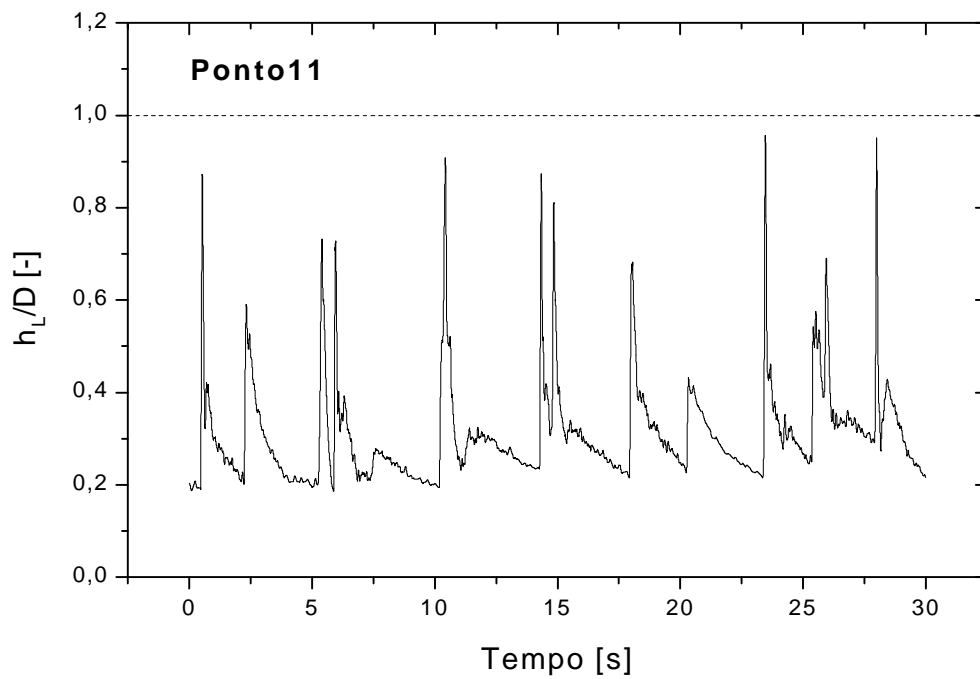


Figura 6.24 - Sinal proveniente do medidor de  $h_L$  no ponto 11

$$u_{LS} = 0,198 \text{ m/s e } u_{GS} = 3,026 \text{ m/s}$$

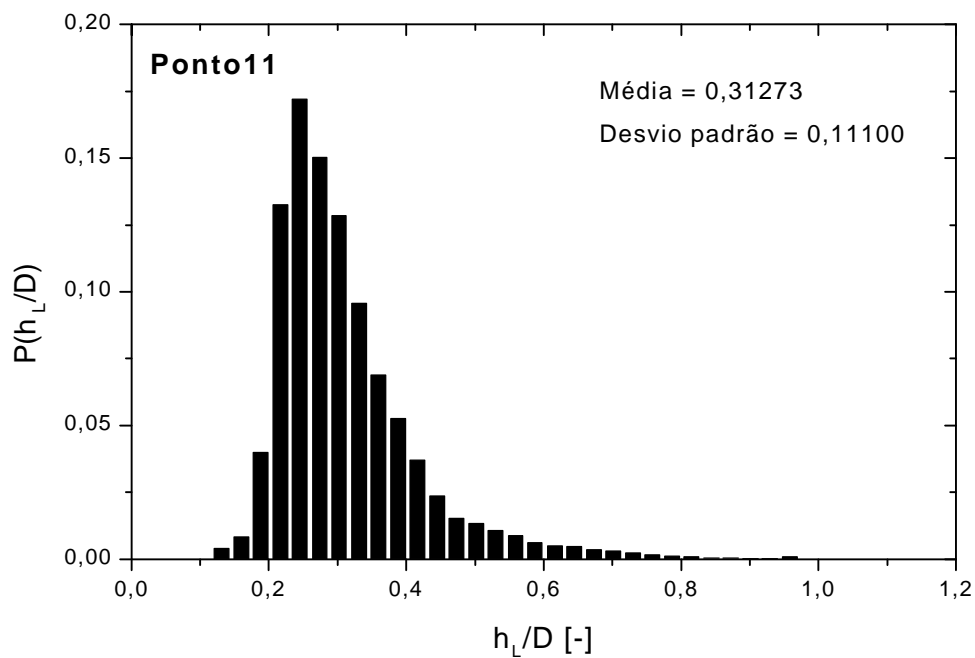


Figura 6.25 - Distribuição de Probabilidade dos sinais de  $h_L/D$  no ponto 11

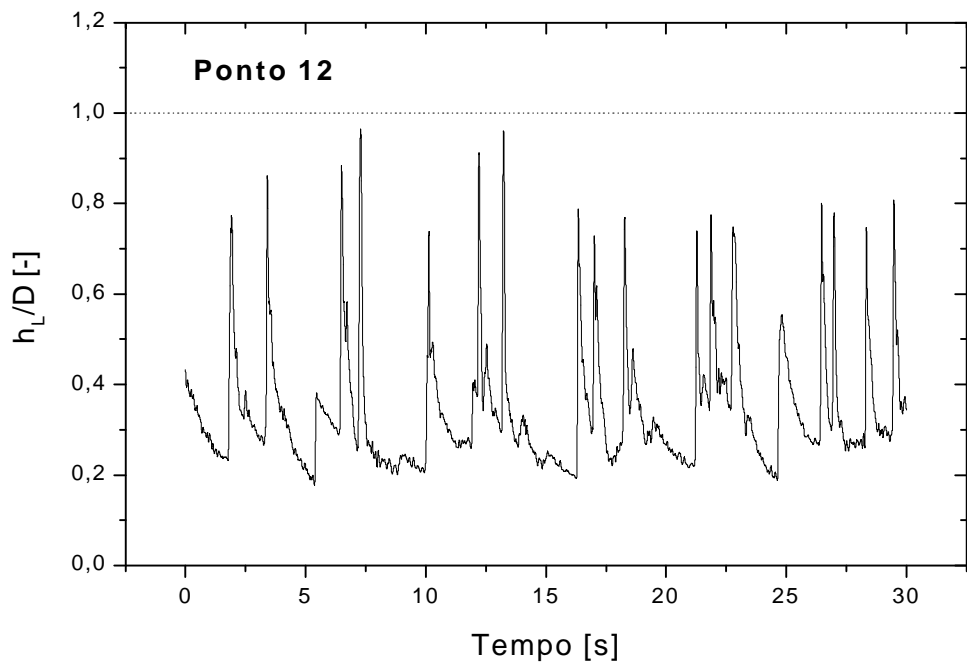


Figura 6.26 - Sinal proveniente do medidor de  $h_L$  no ponto 12

$$u_{LS} = 0,301 \text{ m/s e } u_{GS} = 3,170 \text{ m/s}$$

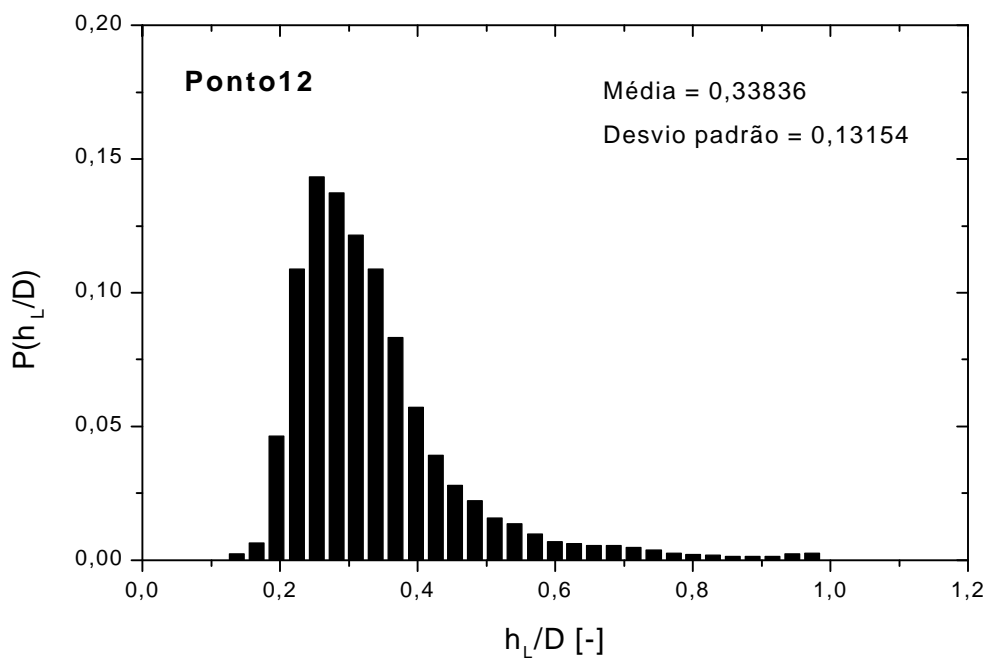


Figura 6.27 - Distribuição de Probabilidade dos sinais de  $h_L/D$  no ponto 12

## 6.2.2 Distribuição do comprimento dos pistões na entrada do tê

A determinação da distribuição do comprimento dos pistões na entrada do tê foi feita através do processamento dos sinais provenientes dos canais do medidor de espessura da camada de líquido, como foi apresentado nos itens 4.3.2-b e c.

Os experimentos foram realizados para os pontos 2, 3, 4, 5, 6, 7, 12, 11 e 13 situados dentro da região do padrão de escoamento pistonado.

A verificação da precisão das velocidades determinadas para os escoamentos utilizando correlação cruzada de sinais, foi feita através de comparação com uma correlação empírica da literatura [Bendiksen (1984)] para a velocidade translacional  $u_t$ . A Tabela 6.2 apresenta a soma das velocidades superficiais das fases  $u_S$  ( $u_S = u_{LS} + u_{GS}$ ) e a velocidade translacional  $u_t$  determinadas para os pontos de teste. A Figura 6.28 mostra a comparação destes valores com os de Bendiksen, para os pontos de 2 a 7, 12 e 13. Observa-se uma boa concordância dos pontos em relação ao gráfico da correlação empírica de Bendiksen, exceto para os pontos experimentais 7 e 11.

Tabela 6.2 - Conjunto de velocidades superficiais e translacionais  $u_t$  determinadas para os escoamentos pistonados nos pontos de teste

Ponto	$u_{LS}$ [m/s]	$u_{GS}$ [m/s]	$u_S$ [m/s]	$u_t$ [m/s]
2	0,198	1,371	1,569	2,315
3	0,410	1,371	1,781	2,684
4	0,788	1,392	2,180	3,168
5	0,797	3,225	4,022	5,796
6	0,788	6,131	6,919	8,704
7	0,497	6,165	6,662	5,219
11	0,198	3,206	3,404	0,0038
12	0,301	3,170	3,471	3,439
13	0,200	2,013	2,213	2,008



No caso do ponto 11 foi determinado um valor da velocidade translacional de 0,0038 m/s que não se apresenta como fisicamente correto, como destacado na Tabela 6.2, devido principalmente ao comportamento dos sinais de  $h_L/D$  mostrado no gráfico da Figura 6.24, sendo que nesta condição o escoamento possui um número bastante acentuado de ondas e poucos pistões. No caso do ponto 7 ocorreu algo semelhante com a velocidade medida, com valor baixo da velocidade translacional  $u_t$  distante do gráfico da equação empírica de Bendiksen (1984). Estes casos representam, portanto, uma limitação da técnica utilizada para determinação da velocidade translacional do escoamento.

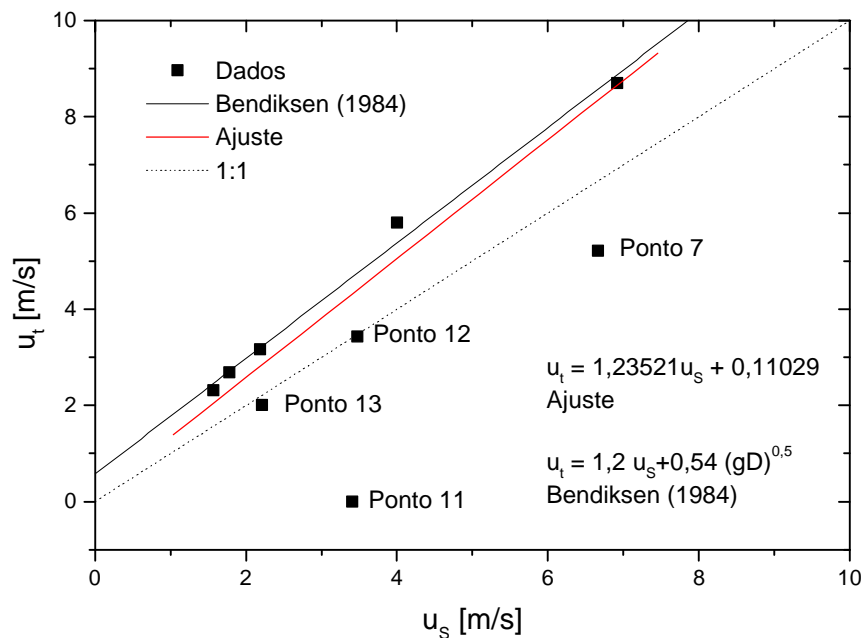


Figura 6.28 - Comparação da velocidade translacional média determinada para os pontos de teste com a correlação empírica de Bendiksen (1984)

No gráfico da Figura 6.28 observa-se também uma concordância regular dos pontos 12 e 13 em relação ao gráfico da correlação empírica. Este fato é atribuído principalmente à presença de ondas dentro das bolhas alongadas, como visto nas Figuras 6.22 e 6.26.

Os fatos discutidos nos parágrafos anteriores mostram que a determinação experimental da velocidade translacional utilizando a técnica descrita no item 4.3.2-b apresentou deficiências para aqueles escoamentos em que ocorreram ondas no interior das bolhas alongadas.

As Figuras 6.29 a 6.37 apresentam uma amostra dos sinais de espessura da camada de líquido adimensional  $h_L/D$  (linha preta) e da variável auxiliar  $V_{aux}$  (linha vermelha), apresentada no item 4.3.2 – c, utilizada na determinação dos tempos de passagem dos pistões de líquido e das bolhas alongadas. Através destes gráficos pode-se verificar a presença de erros na identificação de uma onda mais pronunciada como pistão de líquido, devido a uma escolha equivocada da linha de base, o que provoca erros na contagem do número de pistões e de bolhas alongadas.

O valor de  $h_L/D$  tomado como linha de base foi obtido por tentativa e análise de cada um dos gráficos das Figuras 6.29 a 6.37, para cada condição experimental. Os valores obtidos ficaram entre  $h_L/D = 0,6$ , para o ponto 2, até  $h_L/D = 0,8$ , para o ponto 5. A análise das figuras mostrou que a escolha da linha de base foi adequada para cada ponto experimental, pois não ocorreu a identificação errônea de uma onda pronunciada como sendo pistão de líquido, sem que ocorresse a “contagem” de ondas pronunciadas como pistões de líquido.

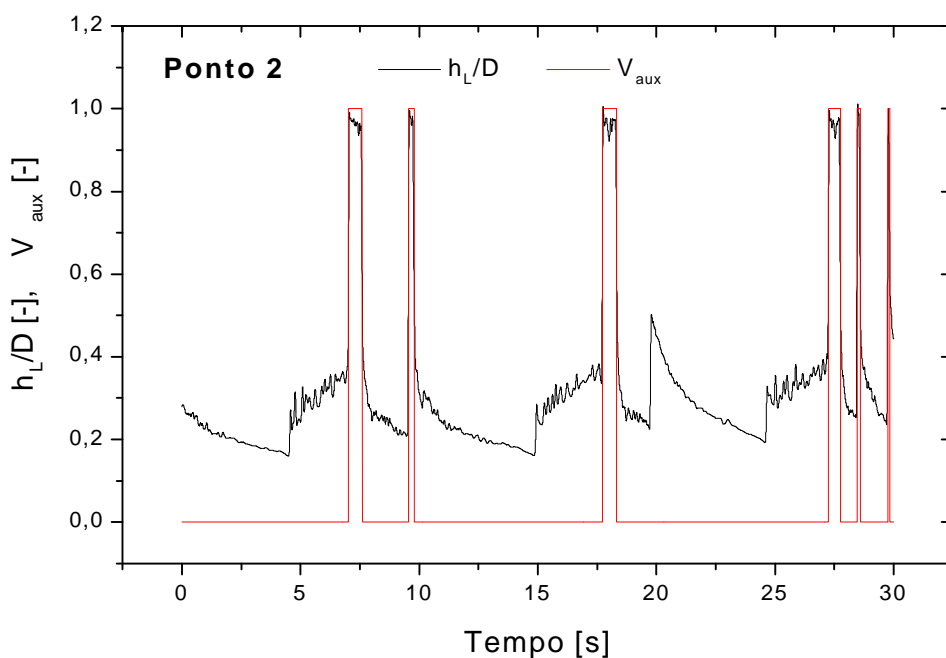


Figura 6.29 - Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido  $u_{LS} = 0,198$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s

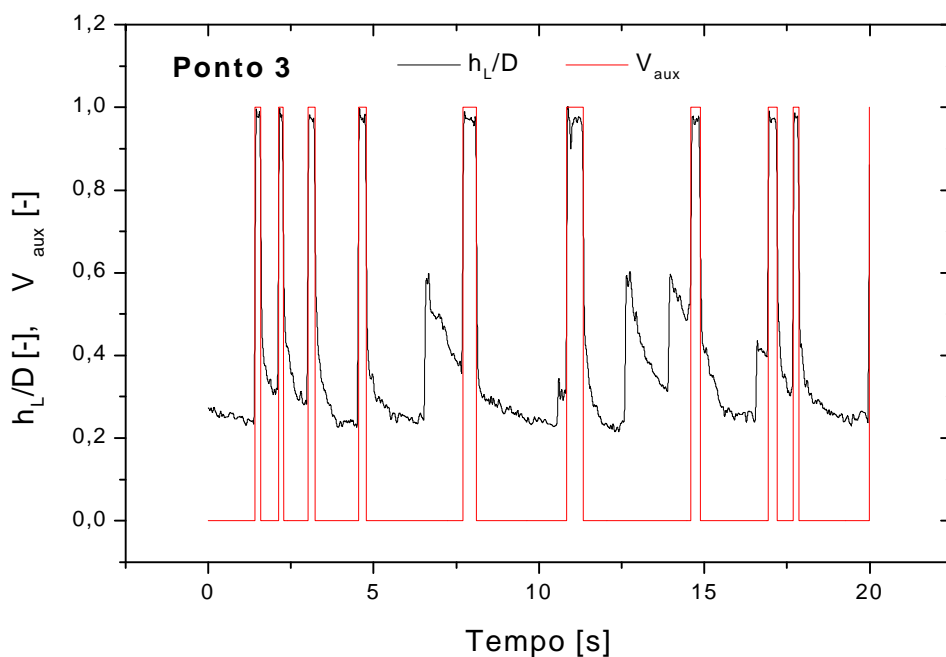


Figura 6.30 - Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido  $u_{LS} = 0,410$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s

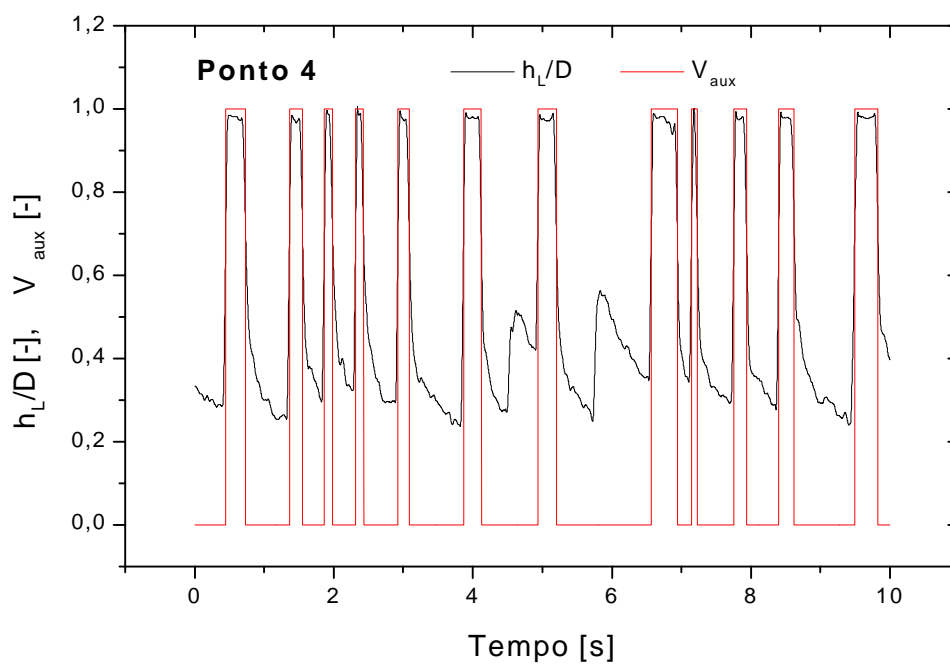


Figura 6.31 - Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido  $u_{LS} = 0,788$  m/s e  $u_{GS} = 1,392$  m/s

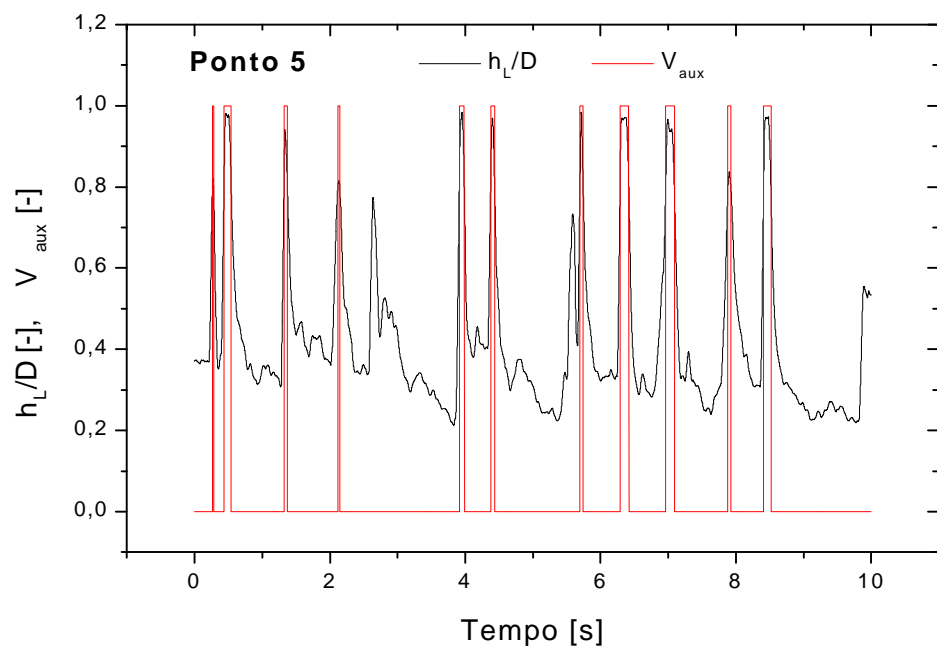


Figura 6.32 - Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido  $u_{LS} = 0,797$  m/s e  $u_{GS} = 3,225$  m/s

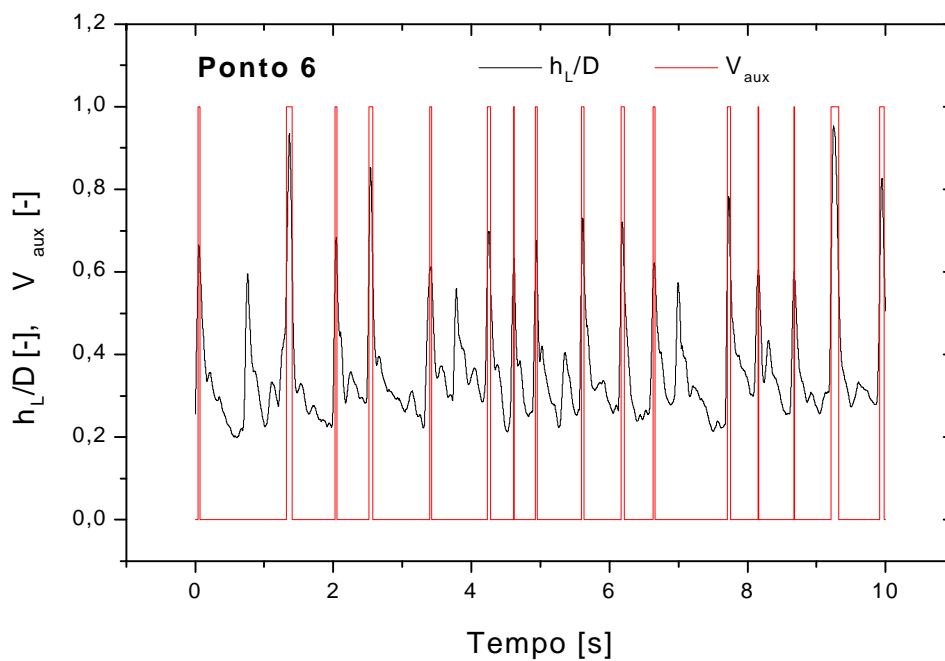


Figura 6.33 - Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido  $u_{LS} = 0,788$  m/s e  $u_{GS} = 6,131$  m/s

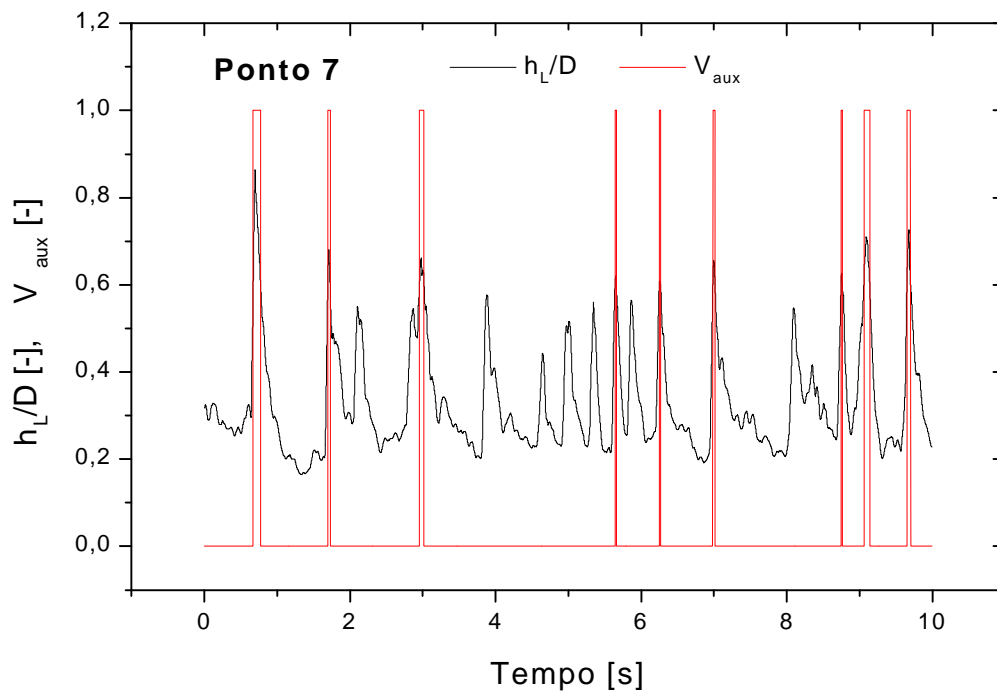


Figura 6.34 - Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido  $u_{LS} = 0,497$  m/s e  $u_{GS} = 6,165$  m/s

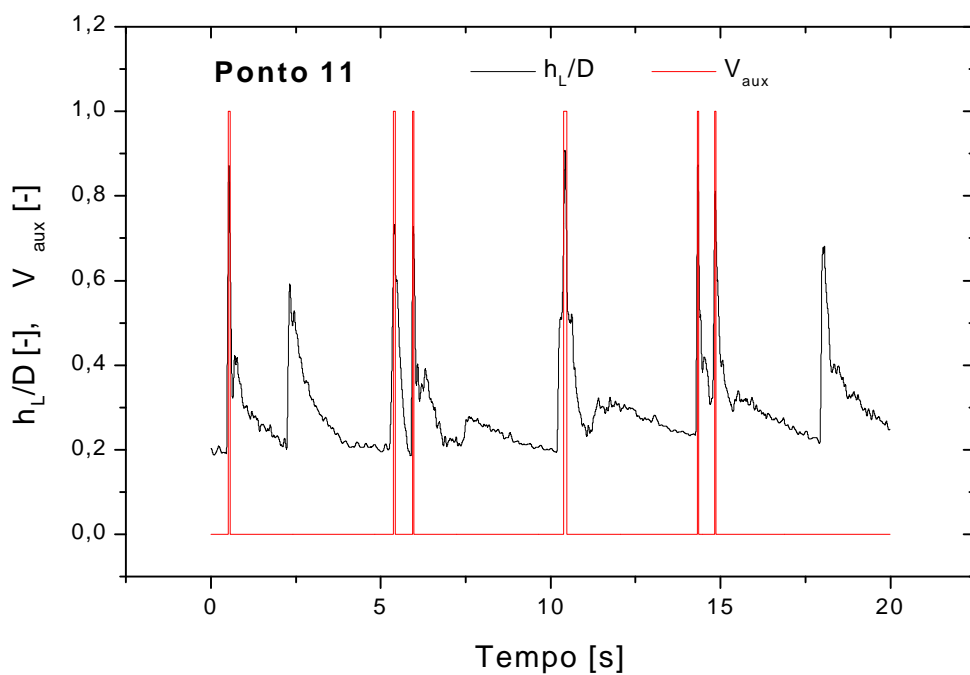


Figura 6.35 - Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido  $u_{LS} = 0,198$  m/s e  $u_{GS} = 3,026$  m/s

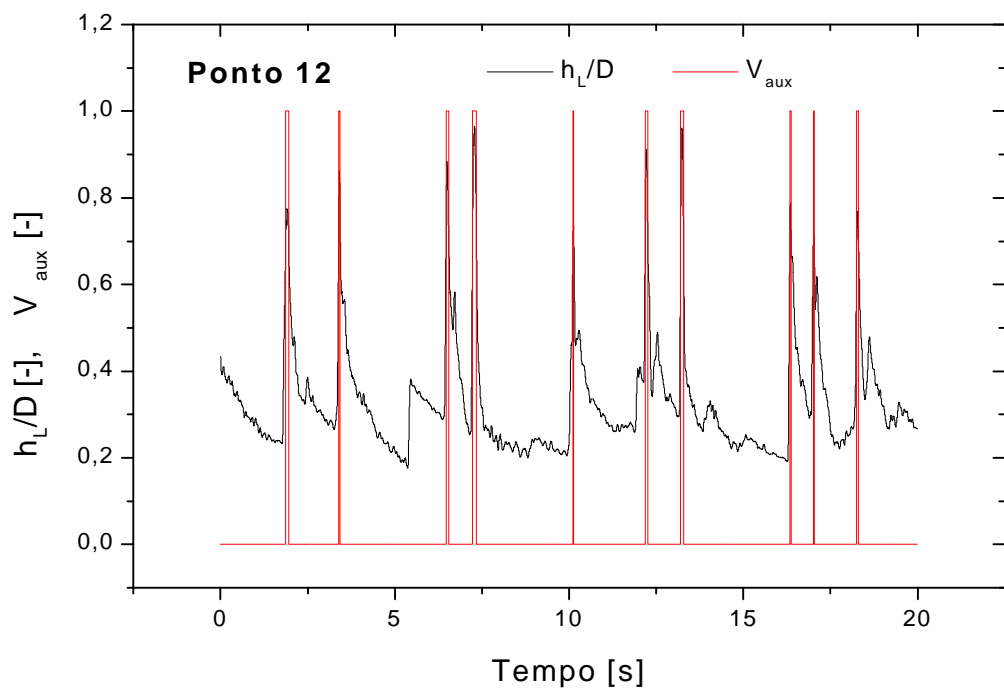


Figura 6.36 - Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido  $u_{LS} = 0,301$  m/s e  $u_{GS} = 3,170$  m/s

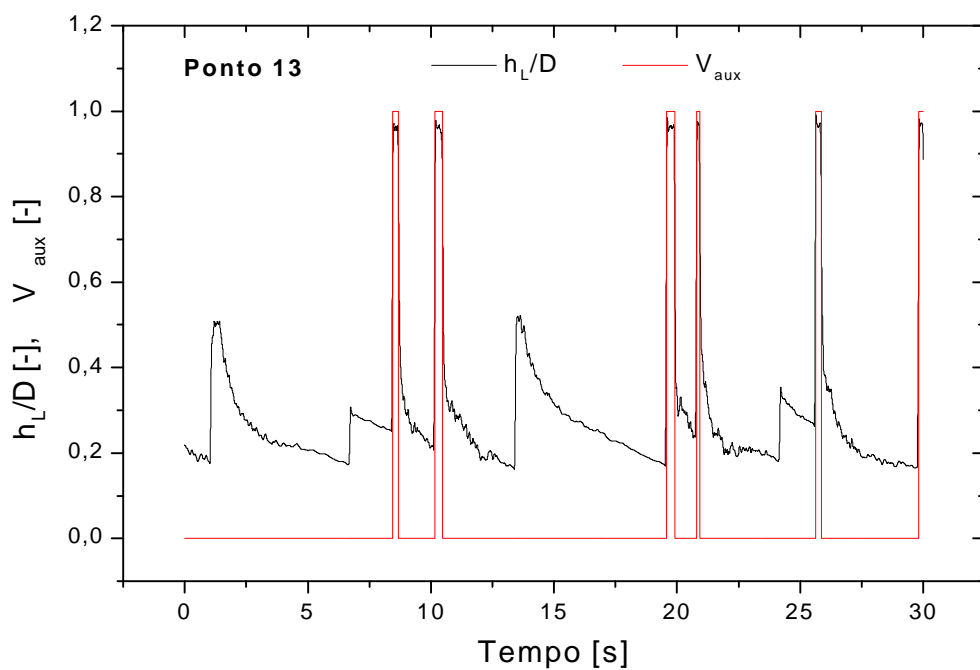


Figura 6.37 - Gráfico de determinação dos intervalos de tempo de passagem dos pistões de líquido  $u_{LS} = 0,200$  m/s e  $u_{GS} = 2,013$  m/s

As Figuras 6.38 a 6.46 apresentam os histogramas do número de pistões de líquido contados durante os 300 segundos de aquisição dos dados para cada ponto experimental, como descrito nos itens 4.2.1 e 4.3.2 – c. No eixo das ordenadas dos gráficos é apresentado o número de pistões contados para cada família  $N_S$  normalizado pelo número total de pistões  $N_{S,total}$ .

Nos pontos 2 a 4 ocorreu um aumento da vazão de líquido, o que causou uma redução do comprimento médio dos pistões  $l_{S,med}$  e do desvio padrão correspondente  $S_{l_S}$ , e um aumento da frequência de passagem dos pistões  $f_S$ , como indicado nas Figuras 6.38, 6.39 e 6.40, isto é, os pistões de líquido se tornaram mais curtos e aumentou o número de pistões contabilizados durante os 300 segundos de aquisição de cada ponto experimental. Por outro lado, nos pontos 4 a 6 houve um aumento da vazão de gás e o mesmo não foi observado, como é pode ser visto nas Figuras 6.41, 6.42 e 6.43, isto é, houve uma redução do comprimento médio dos pistões, mas a frequência de passagem diminuiu de 4 para 5 e depois aumentou de 5 para 6. A ação da alta velocidade do gás entre os pontos 5 e 6 provocou um aumento dos pistões de líquido produzidos no tubo, enquanto que entre 4 e 5 o efeito da redução da vazão de líquido em relação à de gás foi predominante. Dos pontos 6 para 7 ocorreu uma forte redução do comprimento e da frequência de passagem dos pistões. É possível concluir que o aumento ou a redução da vazão de líquido sempre tem o mesmo efeito, enquanto que o efeito do aumento ou redução da vazão de gás depende da fluidodinâmica das fases.

O gráfico da Figura 6.44 para o ponto 11 mostra valores incoerentes dos comprimentos adimensionais dos pistões de líquido  $l_S / D$ , devido aos problemas no cálculo da velocidade translacional  $u_t$ , como mostrado na Tabela 6.2. Porém, os valores obtidos do número total de pistões  $N_{S,total}$  e da frequência de passagem  $f_S$  estão corretos para o ponto 11.

Entre os pontos 13 e 11 ocorreu um aumento da vazão de gás enquanto entre os pontos 11 e 12 ocorreu um aumento da vazão de líquido. Apesar destes pontos estarem próximos das linhas de transição de padrão de escoamento na Figura 6.1, os resultados apresentados nas Figuras 6.44, 6.45 e 6.46 mostram que o aumento das vazões de gás e de líquido provocou sempre um aumento

da frequência de passagem dos pistões de líquido, de forma semelhante ao que ocorreu entre os pontos 5 e 6, e 2 a 5, porém, curiosamente o inverso do que ocorreu entre os pontos 4 e 5.

Das análises apresentadas nos parágrafos anteriores pode-se dizer que uma correlação para a frequência de passagem dos pistões não deve depender somente da quantidade das fases, ou ainda, das velocidades superficiais das fases líquida e gasosa, mas de outros parâmetros [Tronconi (1990)].

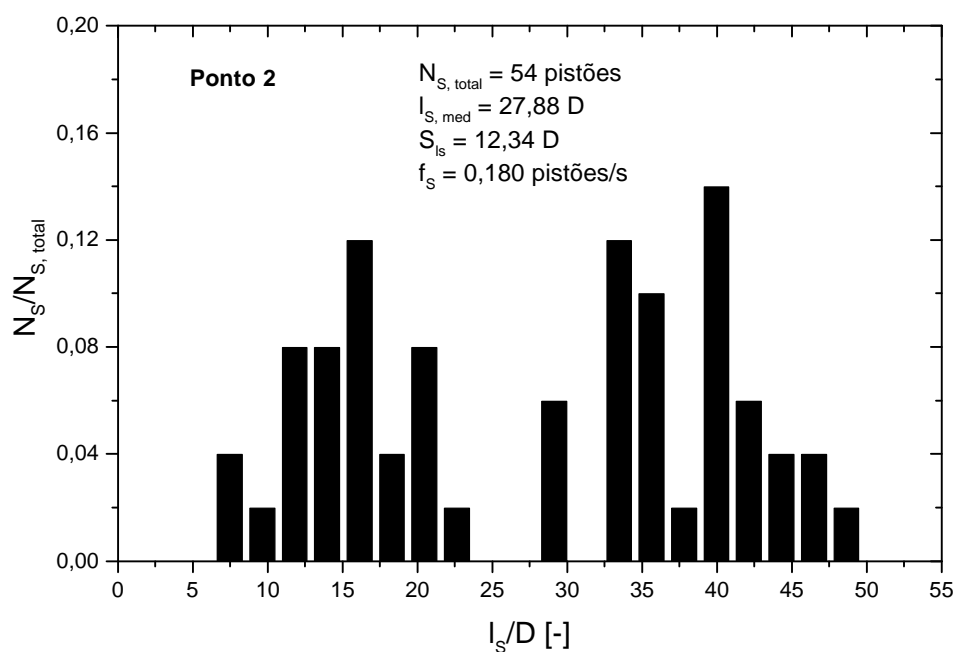


Figura 6.38 - Distribuição do comprimento dos pistões de líquido

$u_{LS} = 0,198$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s, ponto 2



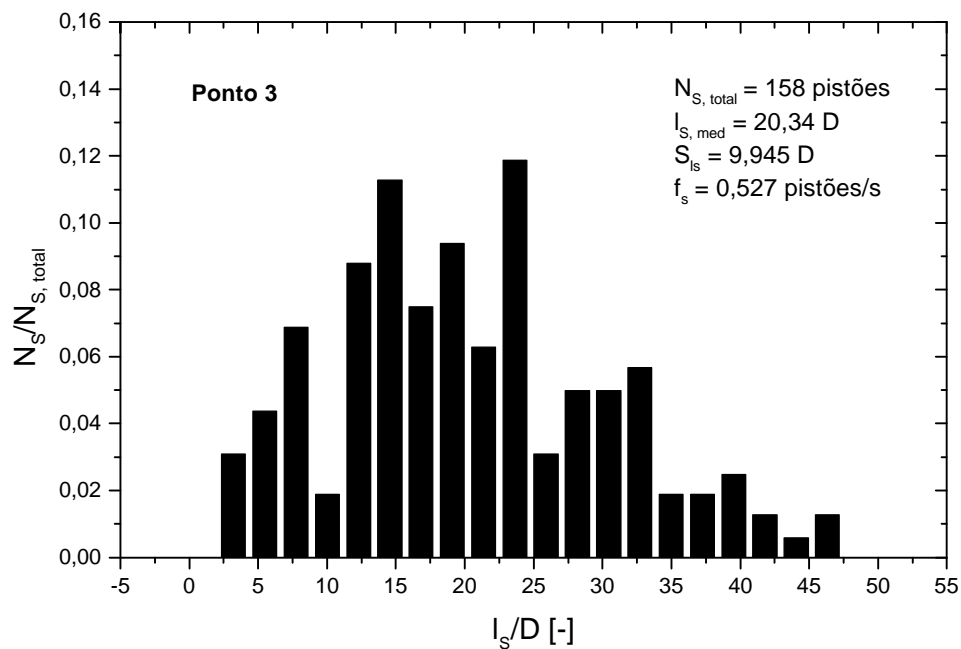


Figura 6.39 - Distribuição do comprimento dos pistões de líquido

$u_{LS} = 0,410$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s, ponto 3

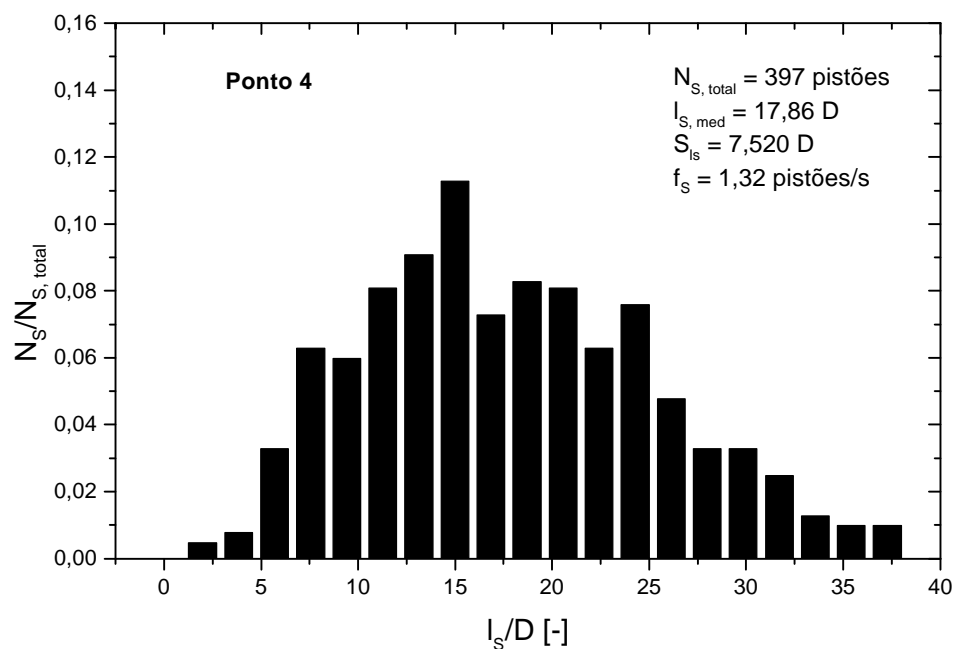


Figura 6.40 - Distribuição do comprimento dos pistões de líquido

$u_{LS} = 0,788$  m/s e  $u_{GS} = 1,392$  m/s, ponto 4

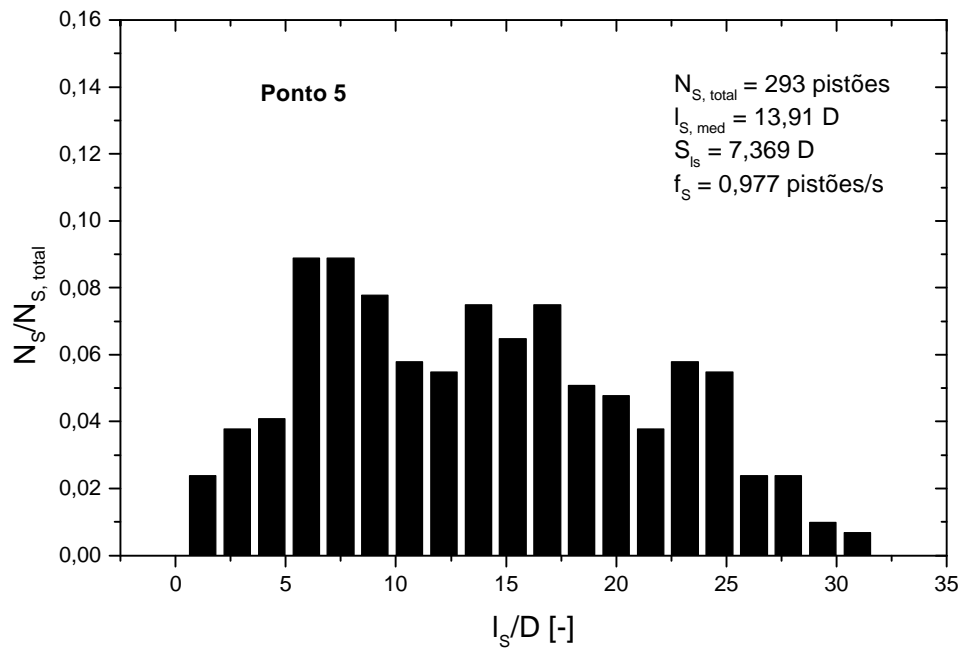


Figura 6.41 - Distribuição do comprimento dos pistões de líquido

$u_{LS} = 0,797$  m/s e  $u_{GS} = 3,225$  m/s, ponto 5

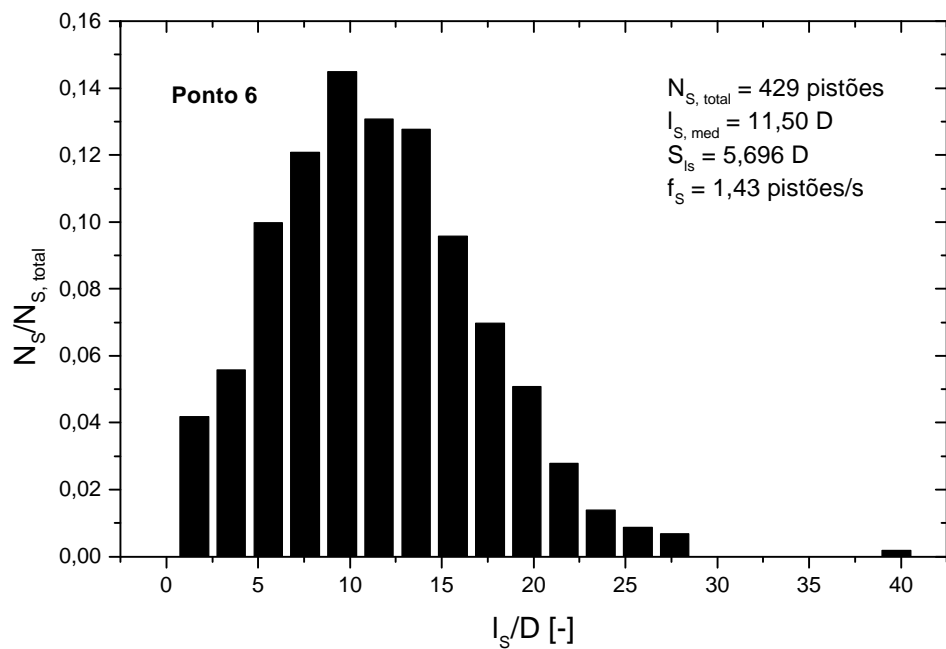


Figura 6.42 - Distribuição do comprimento dos pistões de líquido

$u_{LS} = 0,788$  m/s e  $u_{GS} = 6,131$  m/s, ponto 6

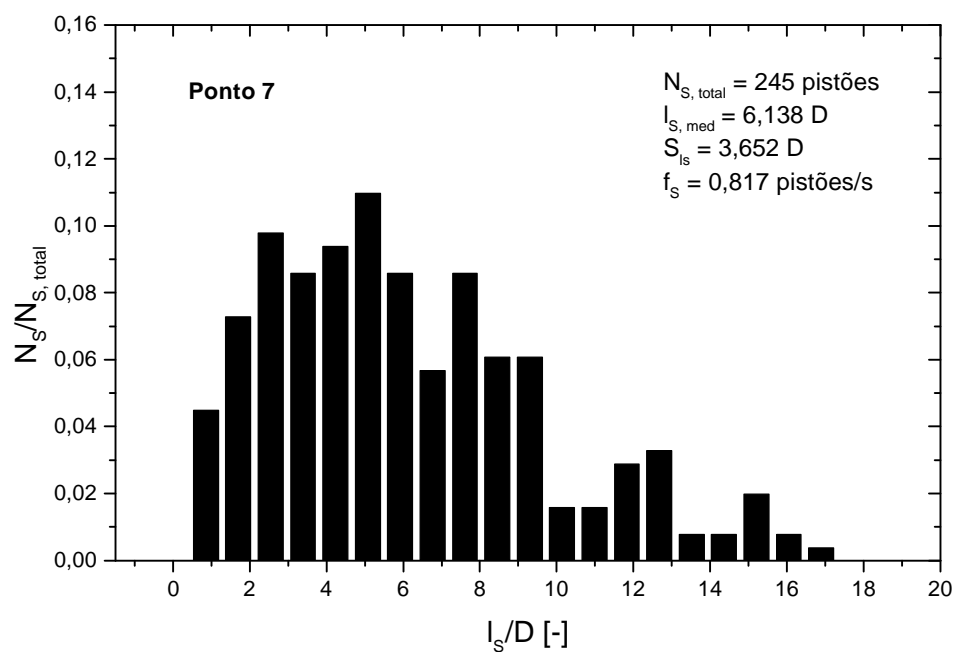


Figura 6.43 - Distribuição do comprimento dos pistões de líquido

$u_{LS} = 0,497$  m/s e  $u_{GS} = 6,165$  m/s, ponto 7

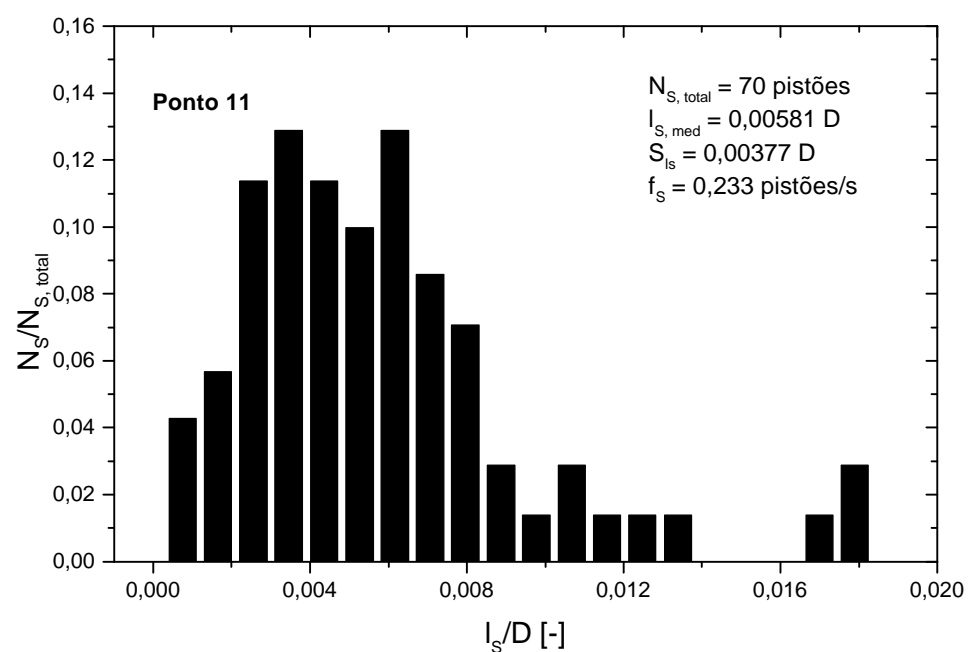


Figura 6.44 - Distribuição do comprimento dos pistões de líquido

$u_{LS} = 0,198$  m/s e  $u_{GS} = 3,026$  m/s, ponto 11

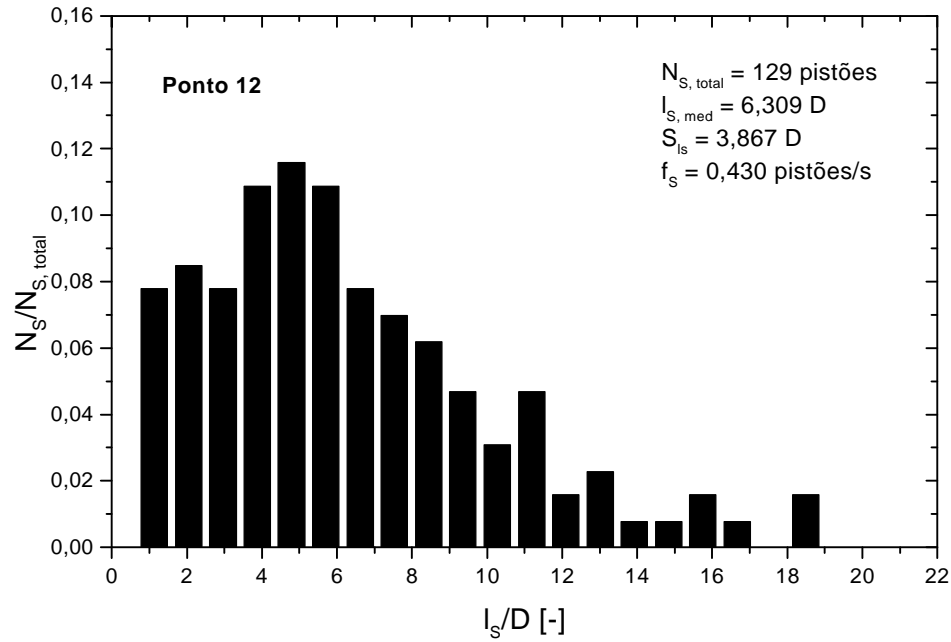


Figura 6.45 - Distribuição do comprimento dos pistões de líquido

$u_{LS} = 0,301$  m/s e  $u_{GS} = 3,170$  m/s, ponto 12

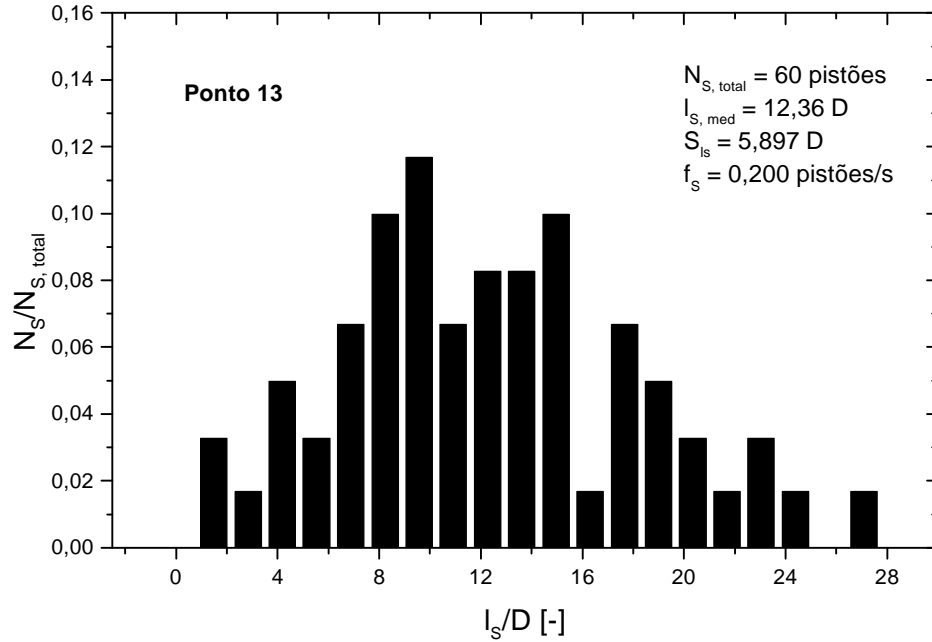


Figura 6.46 - Distribuição do comprimento dos pistões de líquido

$u_{LS} = 0,200$  m/s e  $u_{GS} = 2,013$  m/s, ponto 13

As Figuras 6.47 a 6.55 apresentam os resultados obtidos através do modelo de cálculo da distribuição do comprimento dos pistões de líquido, descrito no item 5.3. Foram utilizados 500 pistões na entrada do ramal de entrada, segundo uma distribuição normal de probabilidade, com comprimentos de 1D até 3D para todos os pontos e velocidades superficiais das fases iguais às medidas durante os testes. Os histogramas tem a mesma forma geral daqueles apresentados nas Figuras 6.38 a 6.46 e obtidos a partir de dados experimentais.

A comparação dos gráficos experimentais e teóricos mostra que para os pontos 2, 3, 4, 5, 6, 12 e 13 os comprimentos dos pistões obtidos através da modelagem são sempre menores do que os experimentais e, portanto, o mesmo ocorre com o comprimento médio de cada distribuição  $l_{S,med}$ . Os gráficos também indicam um comportamento semelhante entre os desvios padrão  $S_{l_s}$  das distribuições experimentais e teóricas de cada ponto. Observa-se também que as faixas de comprimentos dos pistões (comprimento do maior pistão menos o comprimento do menor pistão de cada distribuição) são muito próximas entre todos os determinados teoricamente, mesmo considerando as diferenças das velocidades superficiais das fases entre os pontos; por outro lado, são observadas diferenças significantes nos gráficos das distribuições experimentais. Os histogramas teóricos dos pontos 7 e 11, apresentados nas Figuras 6.52 e 6.53, não foram comparados com os experimentais devido aos valores das velocidades  $u_t$  determinados para estes pontos que, como discutido junto ao gráfico da Figura 6.28, apresentaram valores longe dos esperados segundo a correlação empírica de Bendiksen (1984).

A análise apresentada nos parágrafos anteriores mostra que há diferenças significativas entre os dados experimentais e os resultados teóricos, indicando a necessidade de esforço adicional de desenvolvimento do modelo proposto originalmente por Taitel e Barnea (1993) e Cook e Behnia (2000). Entre as possibilidades de aperfeiçoamento a serem implantadas numa etapa posterior de trabalho está a utilização de um parâmetro relacionado às faixas de comprimento dos pistões de líquido na entrada do ramal de entrada que, no estudo em questão, foi mantida constante em todos os testes, como apresentado no item 5.3.1; outra possibilidade é estudar uma correlação adequada para a velocidade da bolha alongada em função do comprimento do pistão à sua frente. Um outro parâmetro que pode ter influência no desempenho

do modelo é a distribuição de probabilidade adotada para os comprimentos dos pistões na entrada do ramal de entrada. A avaliação do efeito desse parâmetro é considerada nos parágrafos à frente.

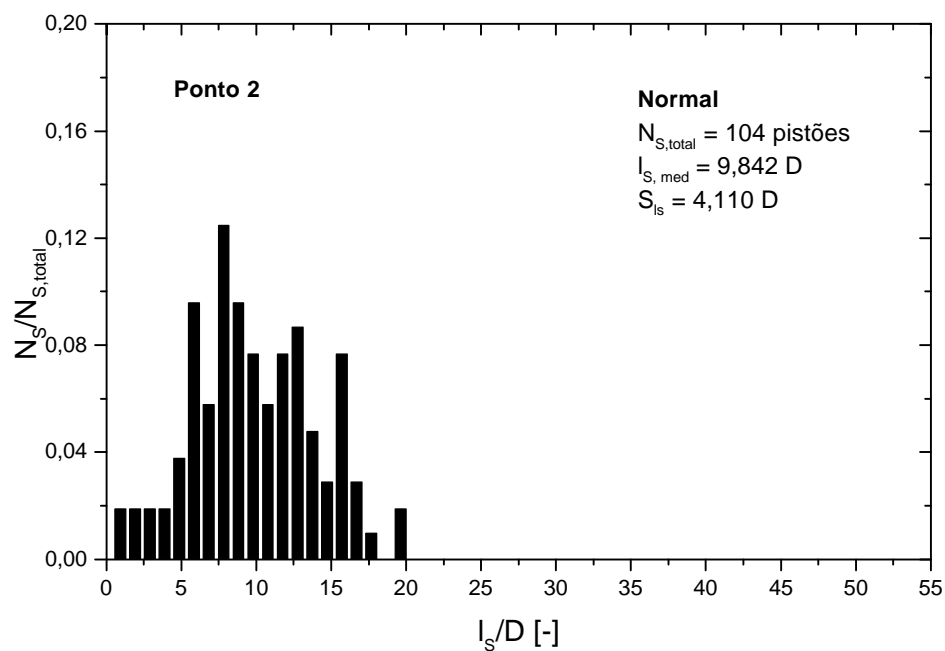


Figura 6.47 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 2

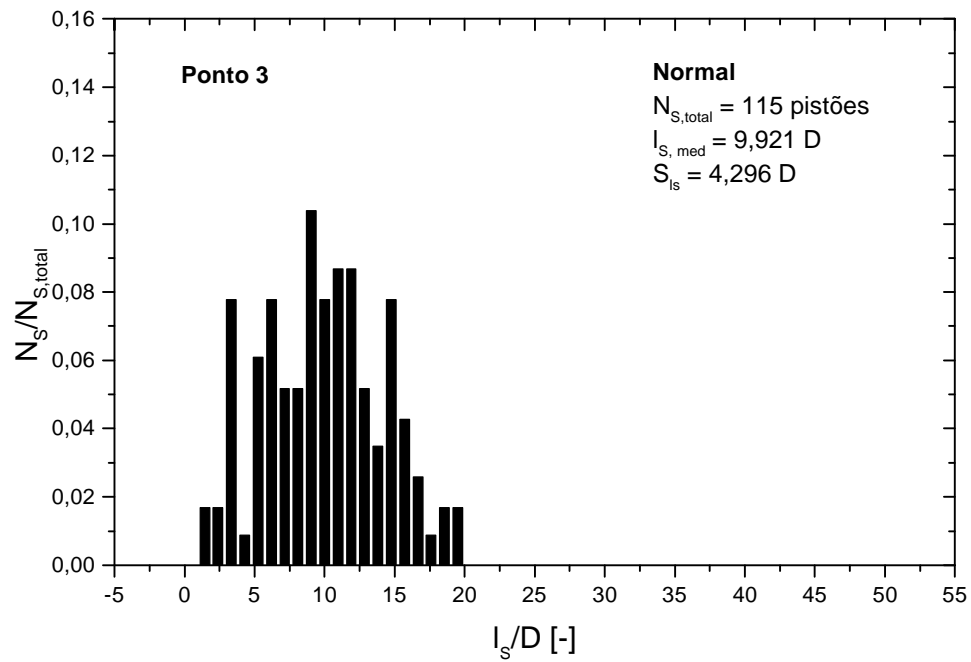


Figura 6.48 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 3

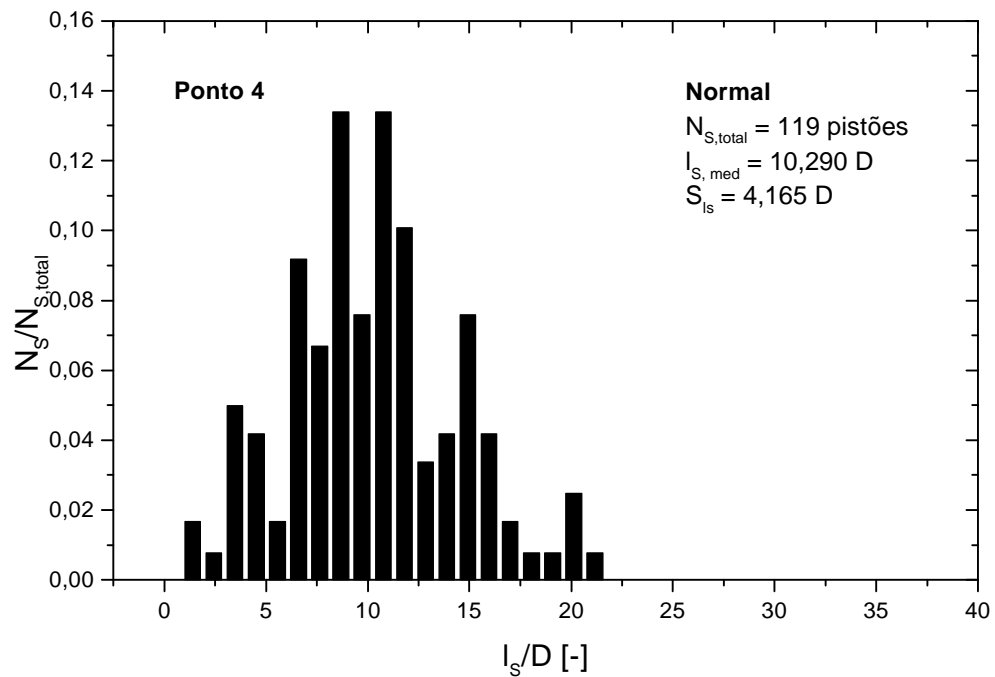


Figura 6.49 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 4

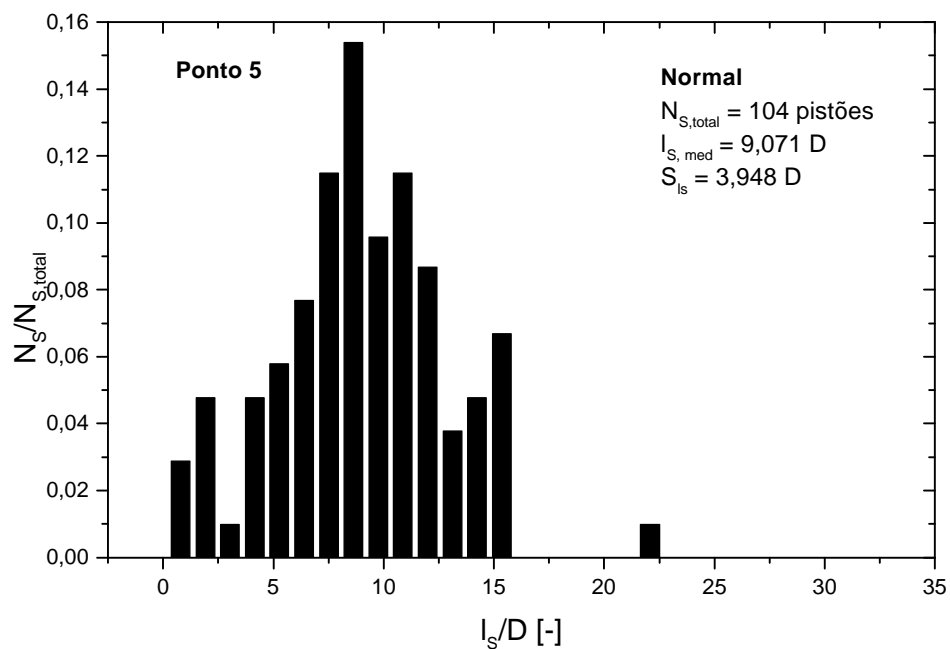


Figura 6.50 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 5

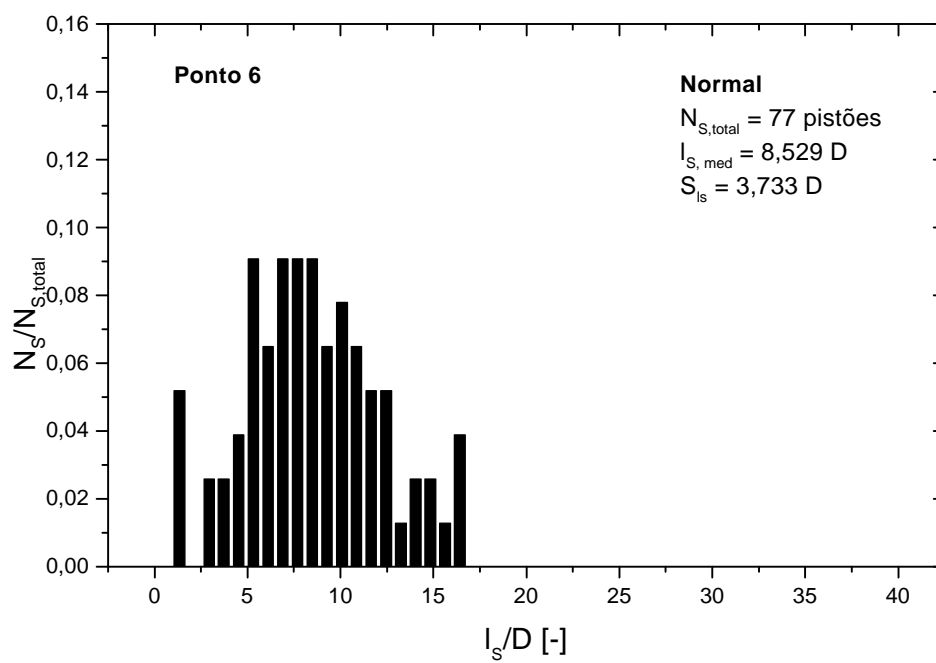


Figura 6.51 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 6



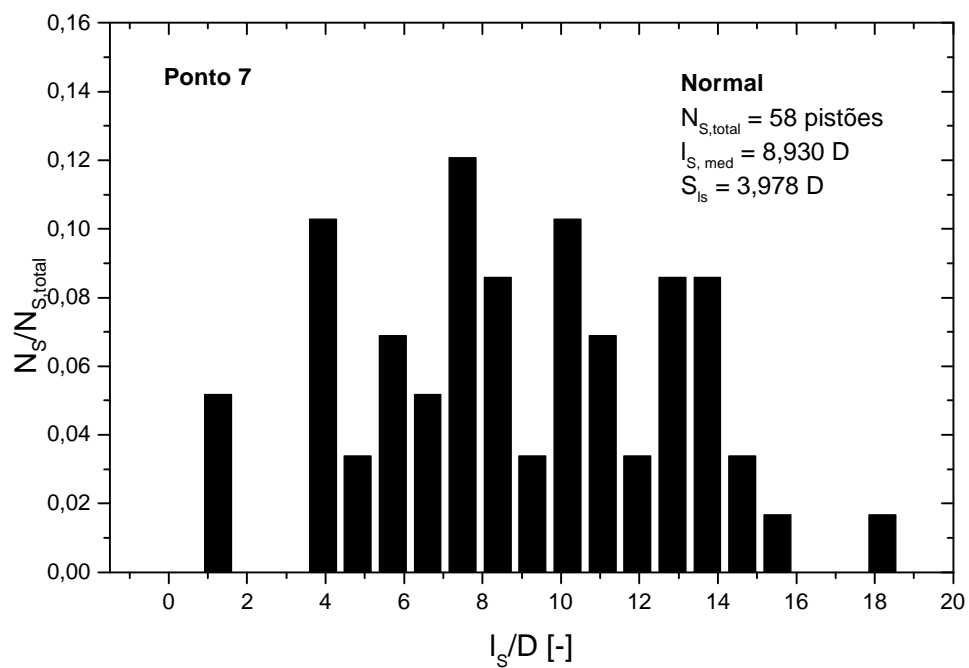


Figura 6.52 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 7

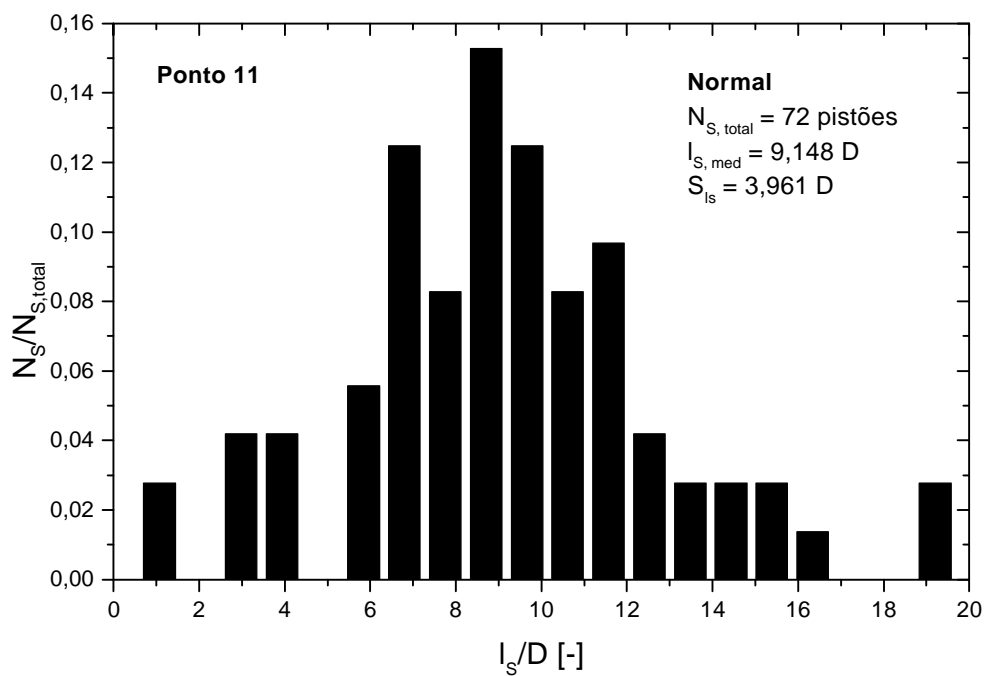


Figura 6.53 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 11

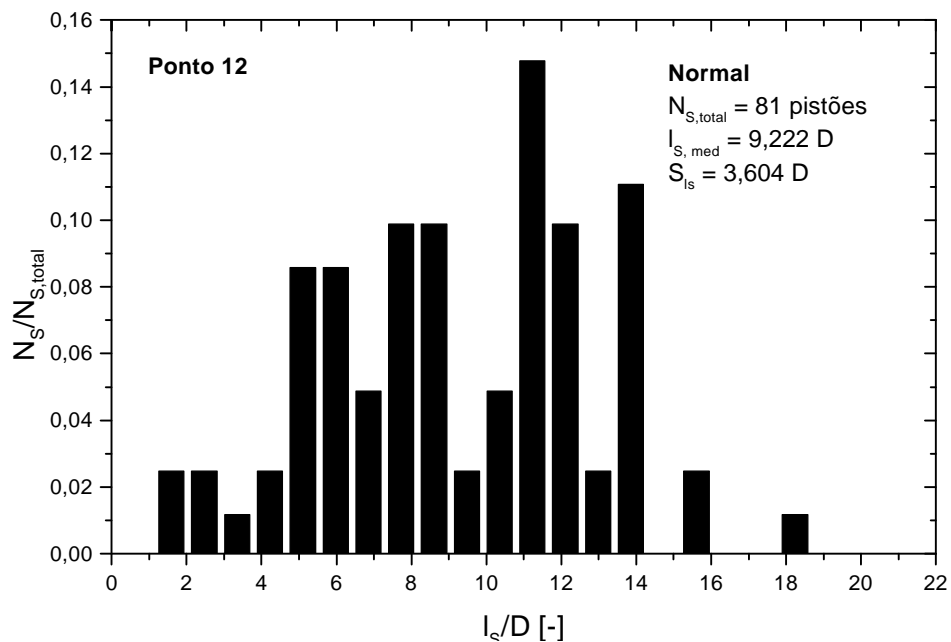


Figura 6.54 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 12

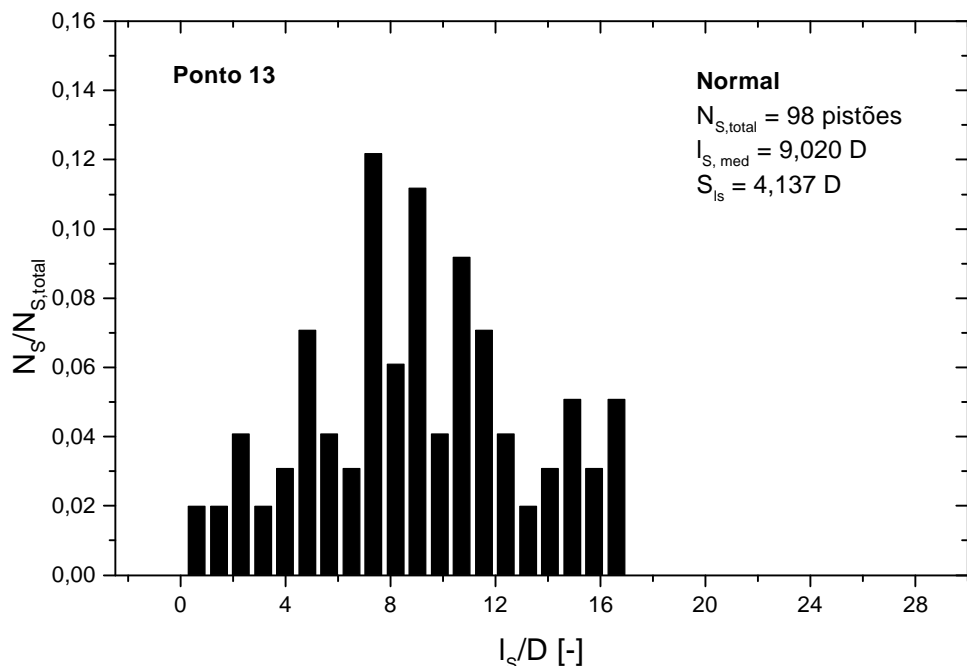


Figura 6.55 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição normal na entrada), ponto 12

As Figuras 6.56 a 6.64 apresentam os resultados obtidos através do modelo de cálculo da distribuição do comprimento dos pistões de líquido, descrito no item 5.3. Foram utilizados 500 pistões na entrada do tubo, segundo uma distribuição de probabilidade uniforme, com comprimentos de 1 vez o diâmetro hidráulico da tubulação até 3 vezes para todos os pontos, sendo as velocidades superficiais das fases tomadas iguais às medidas durante os testes, como no caso anterior. Os histogramas são semelhantes aos das Figuras 6.47 a 6.55, obtidos quando a distribuição do comprimento dos pistões na entrada do tubo foi admitida normal.

A comparação dos gráficos para ambos os casos revela que, para o modelo apresentado no item 5.3, a menos de algumas diferenças do número de pistões entre as famílias, o tipo de distribuição não tem grande influência no cálculo dos comprimentos médios  $l_{S,med}$  e dos desvios padrão  $S_{l_S}$ .

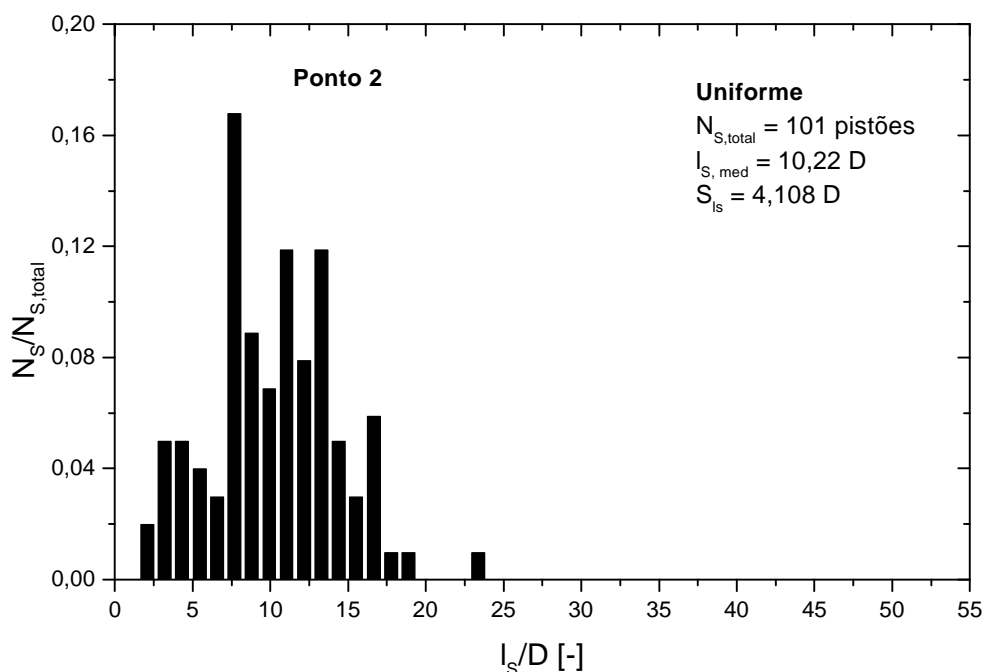


Figura 6.56 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 2

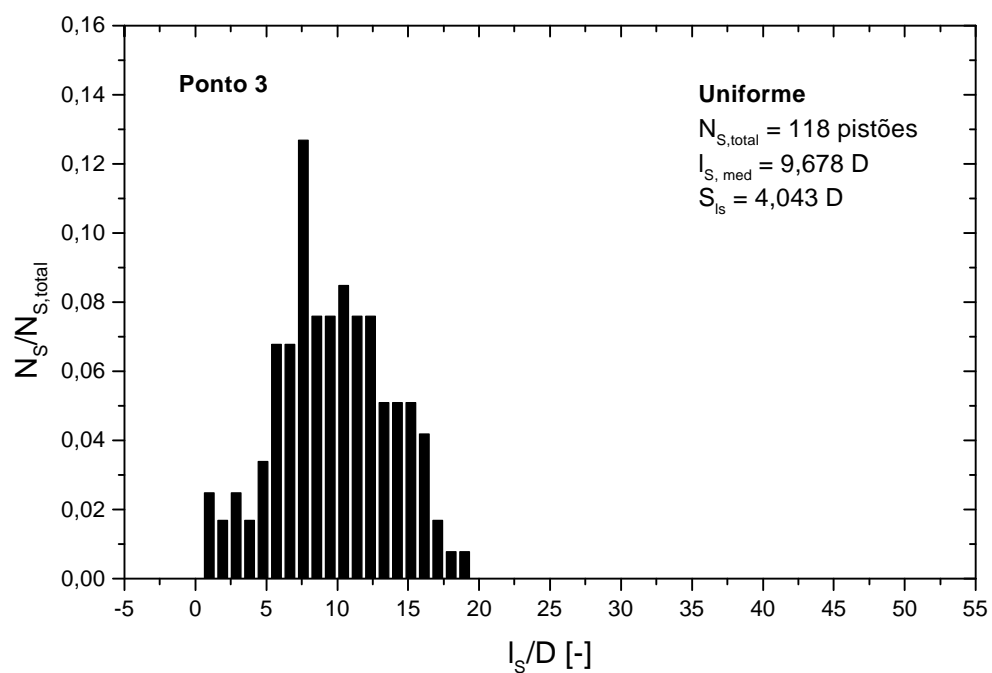


Figura 6.57 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 3

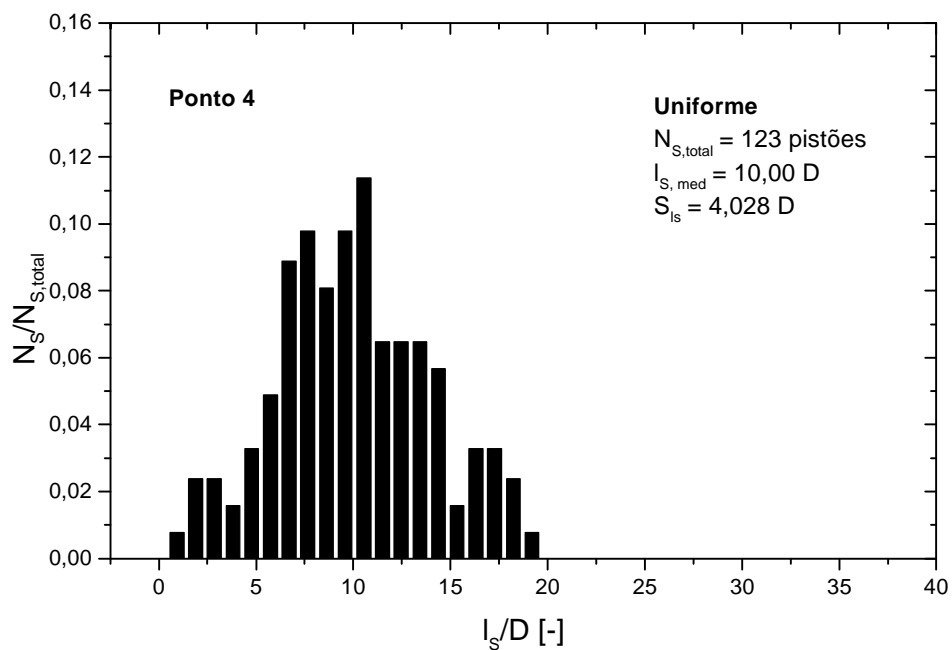


Figura 6.58 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 4

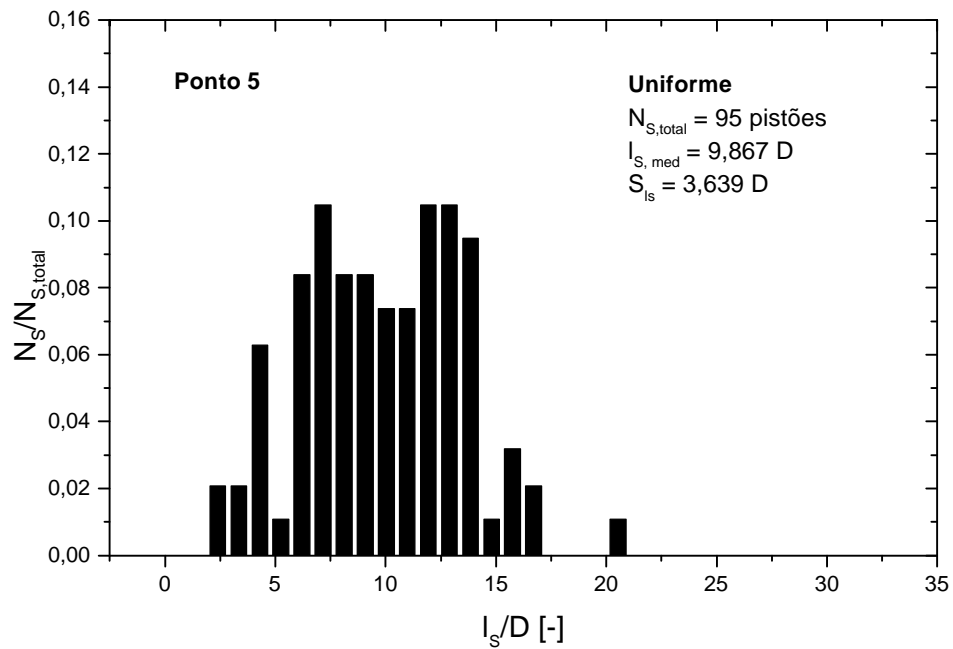


Figura 6.59 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 5

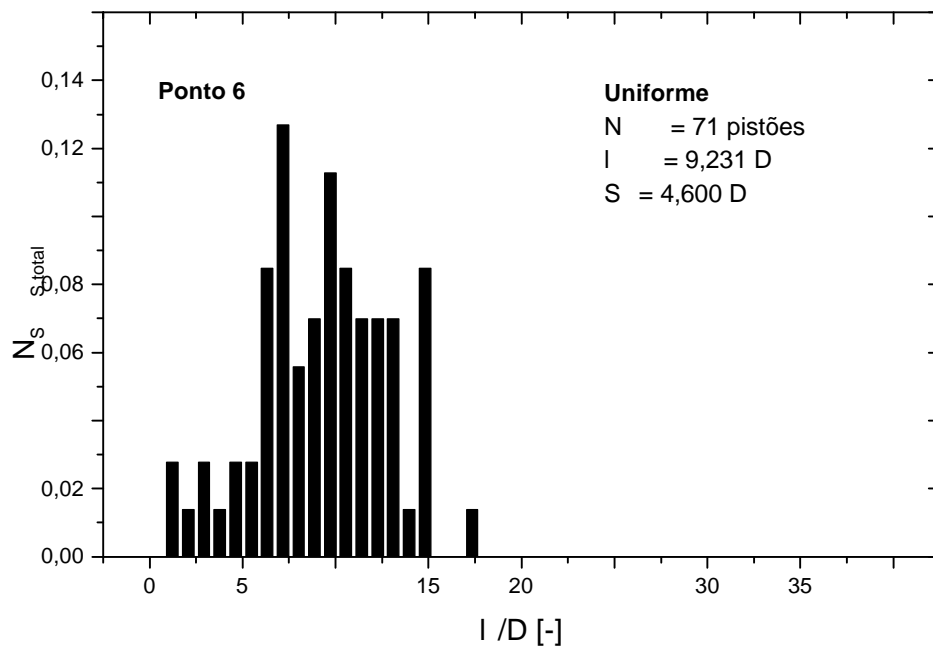


Figura 6.60 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 6

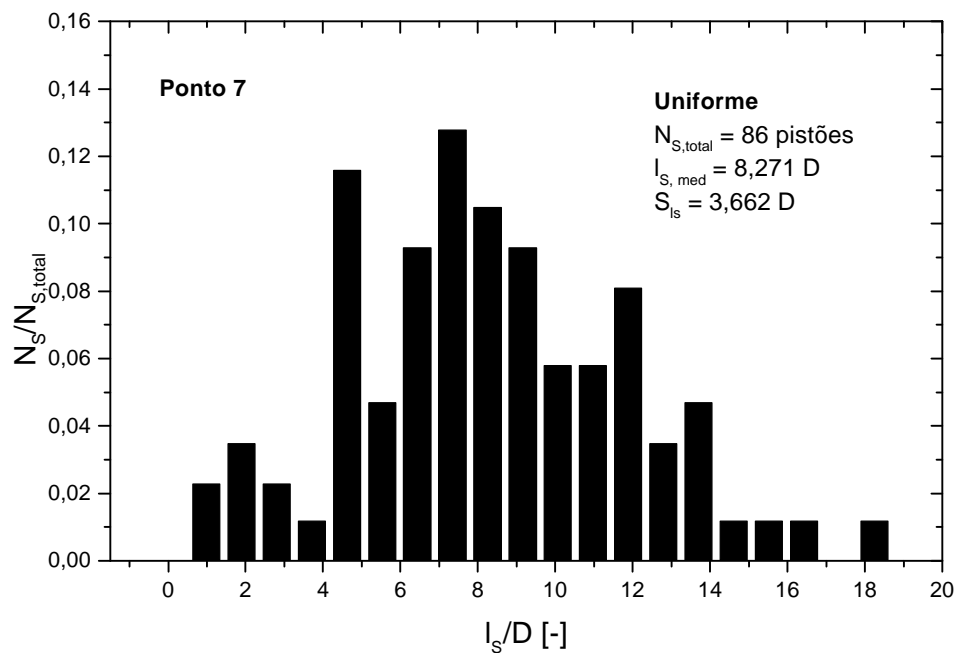


Figura 6.61 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 7

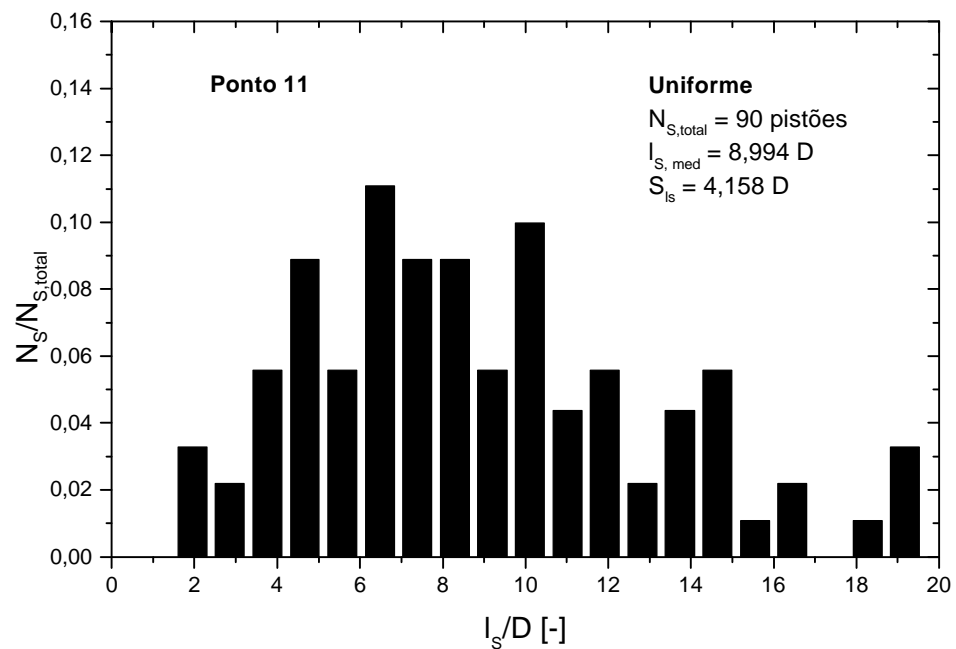


Figura 6.62 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 11

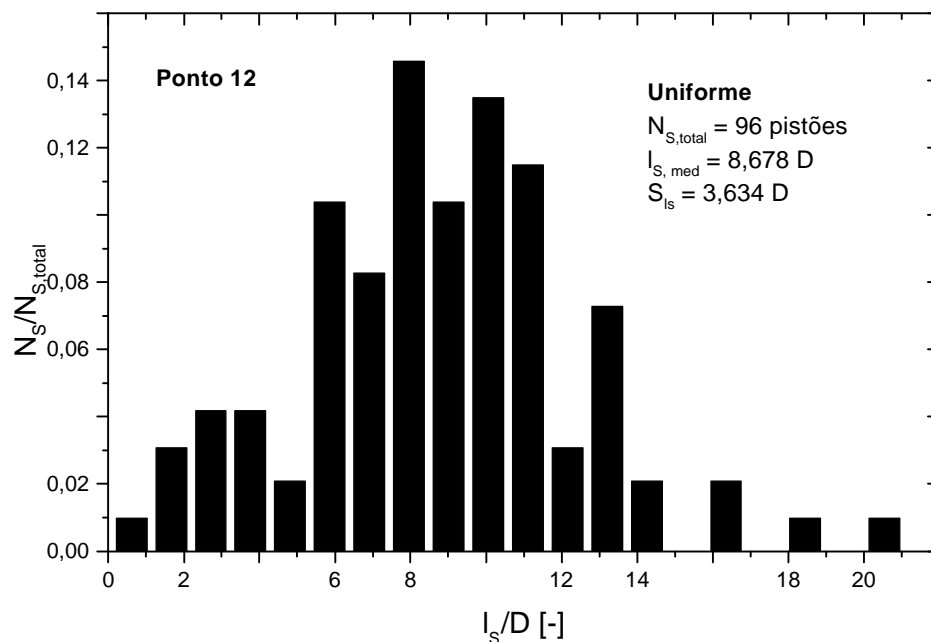


Figura 6.63 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 12

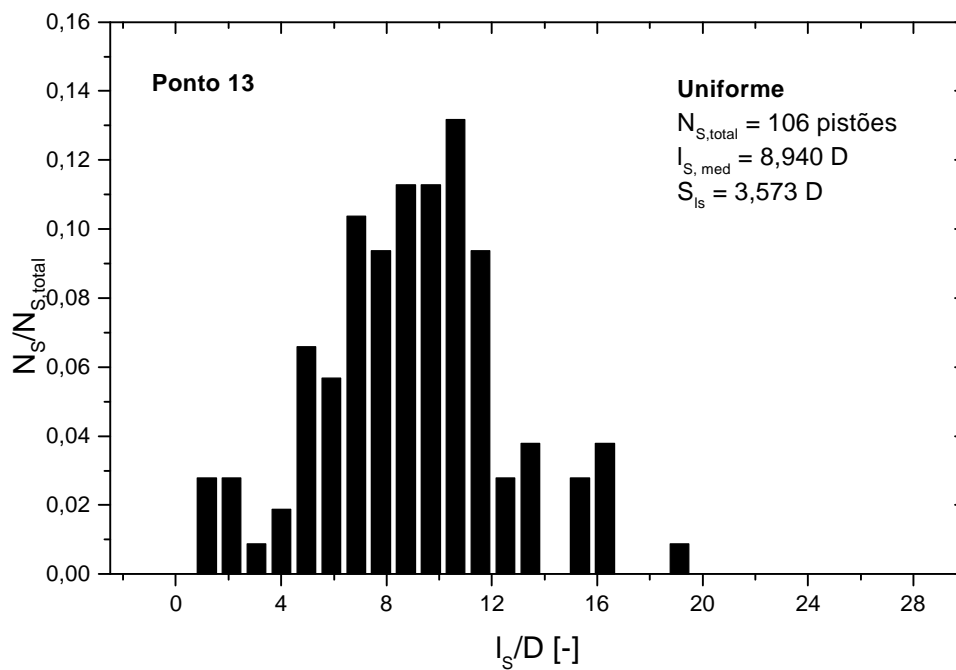


Figura 6.64 - Resultados de modelagem para a distribuição do comprimento dos pistões de líquido (distribuição uniforme na entrada), ponto 13

### 6.2.3 Perfil das bolhas alongadas na entrada do tê

Os perfis das bolhas alongadas determinados experimentalmente pelo uso do medidor de espessura da camada de líquido  $h_L$  instalado na entrada do tê, foram comparados com os perfis determinados através da modelagem do escoamento pistonado, apresentada no item 5.2. Duas propostas de modelagem foram consideradas devidas a Taitel e Barnea (1990) e Cook e Behnia (1997).

Os modelos permitem calcular vários parâmetros do escoamento além do perfil e comprimento da bolha alongada: as velocidades das duas fases em cada região do escoamento pistonado e a fração de líquido no pistão, que são utilizados pelo modelo de escoamento pistonado horizontal no tê, apresentado no item 5.4. Assim, quanto mais preciso for o cálculo destes parâmetros do escoamento pistonado, mais acurado se torna o modelo, fato que é discutido nos itens 6.3.1 e 6.3.2. A mesma análise é válida para o modelo de cálculo da distribuição do comprimento dos pistões de líquido.

Apesar do grande número de parâmetros calculados através dos modelos do escoamento pistonado, o perfil e o comprimento das bolhas alongadas foram escolhidos para comparação com os dados experimentais, como discutido nos itens 4.2.1 e 4.3.2 - d. Todavia, o cálculo adequado do perfil da bolha alongada pelo modelo é um forte indício de que os demais parâmetros foram calculados de forma correta [Cook e Behnia (1997)].

As Figuras 6.65 a 6.73 apresentam as comparações dos perfis de três bolhas alongadas, determinados de forma experimental e teórica, nos pontos 2, 3, 4, 5, 6, 7, 11, 12 e 13 do mapa de padrões da Figura 6.2. Como discutido no item 4.3.2-d, foram tomados para comparação três perfis com comprimentos próximos do valor médio. Os valores das velocidades superficiais das fases aplicados aos modelos foram os mesmos medidos durante os testes, com os comprimentos dos pistões iguais ao valor médio da distribuição experimental para cada ponto.

Os perfis teóricos das bolhas alongadas foram calculados através de um programa computacional, sendo assim, em alguns casos cujos escoamentos possuem velocidades



superficiais que os caracterizam próximos das linhas de transição de padrão de escoamento, como no caso dos pontos 2, 11, e 13 mostrados na Figura 6.1, o programa computacional apresentou algum problema de execução. Assim, em alguns gráficos das Figuras 6.65 a 6.73 não são apresentados os perfis teóricos. Em outros gráficos apenas um dos perfis teóricos é apresentado pelo fato de que nestes pontos apenas as equações de um dos modelos, de Taitel e Barnea (1990) ou de Cook e Behnia (1997), levaram à convergência do programa computacional relativo ao modelo.

Os perfis teóricos, representados por linhas com símbolos, terminam à direita dos gráficos sem delimitar o comprimento das bolhas, enquanto que os perfis experimentais sobem fechando a cauda da bolha alongada. Isto ocorre porque os modelos apresentados no item 5.2 não consideram o formato da cauda da bolha, assim, os últimos pontos à esquerda dos perfis teóricos indicam simplesmente o local onde os balanço de massa de cada fase é satisfeito considerando toda a unidade do escoamento pistonado (região do pistão de líquido + região da bolha alongada). Para auxiliar na análise dos gráficos adotou-se como hipótese que a cauda da bolha alongada poderia ser representada junto a estes pontos como uma linha vertical até a parede superior do tubo, sendo assim, esta linha que por opção não é representada nos gráficos já que não representa um resultado concreto do modelo, delimita a cauda da bolha alongada de cada perfil teórico.

A Figura 6.65, para o ponto 2, mostra a presença de um ressalto hidráulico próximo à cauda da bolha alongada nos três perfis experimentais, enquanto que a Figura 6.71, para o ponto 11, mostra a presença de várias ondas pronunciadas.

Nas Figuras 6.66, 6.67 e 6.73, para os pontos 3, 4 e 13, os perfis teóricos das bolhas alongadas calculados pelo modelo de Taitel e Barnea (1990) são mais delgados que os experimentais. Este fato faz com que o gás contido na bolha alongada se distribua ao longo de um comprimento maior e, portanto, a bolha alongada teórica é mais comprida do que as experimentais. Por outro lado, os perfis junto à cabeça das bolhas são muito semelhantes para todos os pontos experimentais.

Nas Figuras 6.68, 6.69, 6.70 e 6.72, para os pontos 5, 6, 7 e 12, respectivamente, foram incluídos na comparação os perfis calculados através do modelo de Behnia (1997). Verifica-se uma concordância razoável dos perfis experimentais e teóricos, porém, os perfis do Cook e Behnia são mais espessos e o comprimento das bolhas alongadas são menores Taitel e Barnea, ficando mais próximos dos experimentais em formato e Cook e Behnia (1997) é Taitel e Barnea (1990). Por outro lado, o modelo de Barnea apresentou uma capacidade de predição dos parâmetros do escoamento pistonado maior do que o Cook e Behnia. Significa, portanto, que ainda são necessários estudos mais aprofundados de

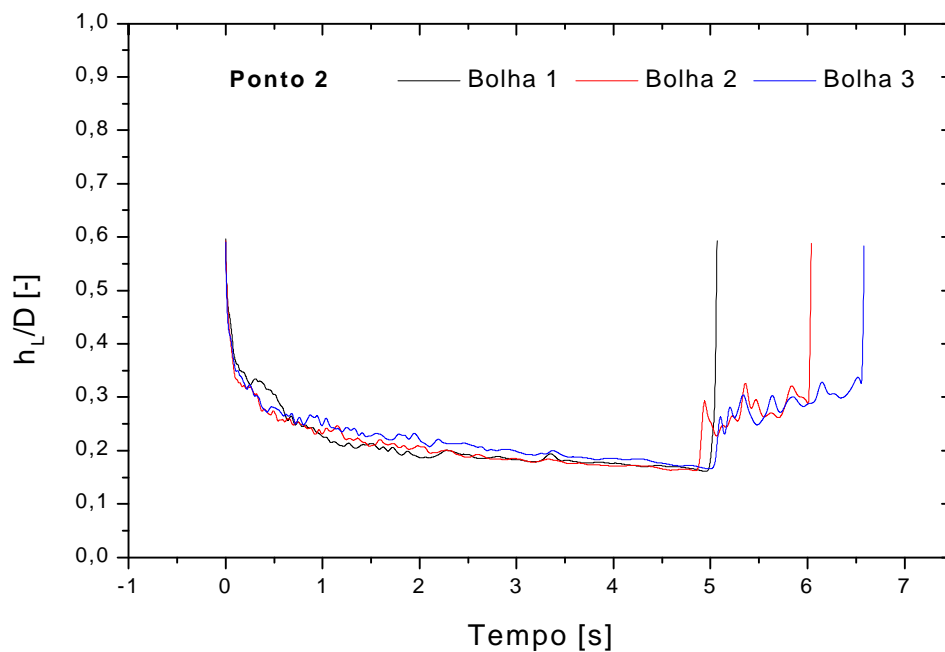


Figura 6.65 - Perfis de três bolhas alongadas, ponto 2

$$u_{LS} = 0,198 \text{ m/s e } u_{GS} = 1,371 \text{ m/s}$$

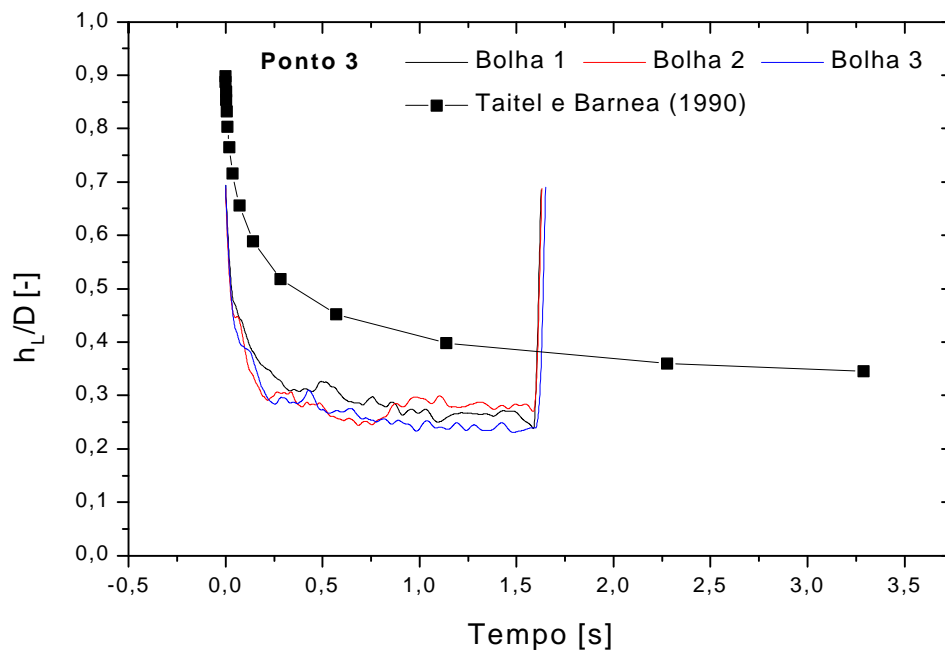


Figura 6.66 - Perfis teórico e experimental (3) da bolha alongada

$u_{LS} = 0,410$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s, ponto 3

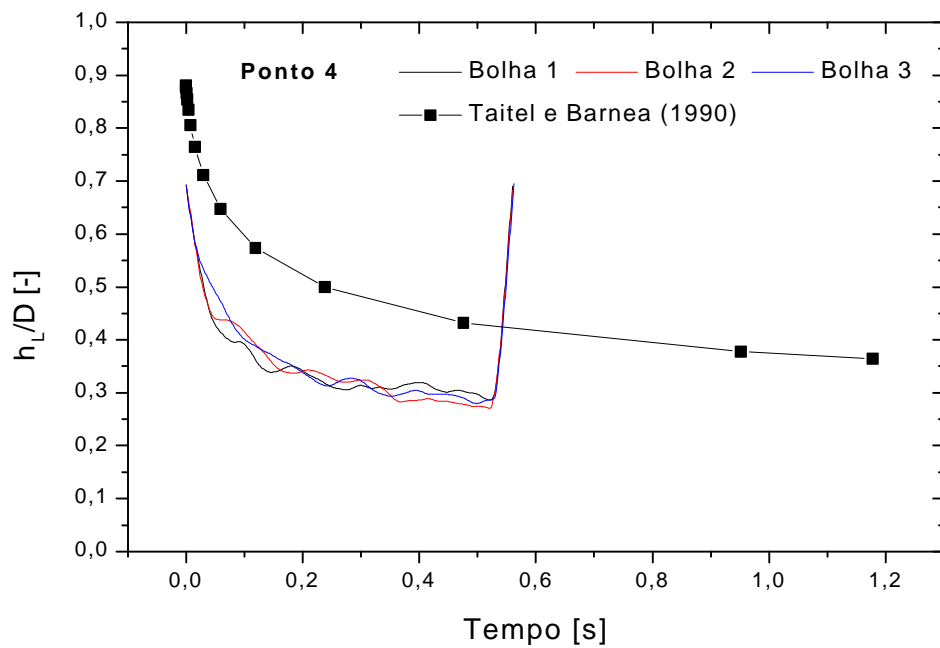


Figura 6.67 - Perfis teórico e experimental (3) da bolha alongada

$u_{LS} = 0,788$  m/s e  $u_{GS} = 1,392$  m/s, ponto 4

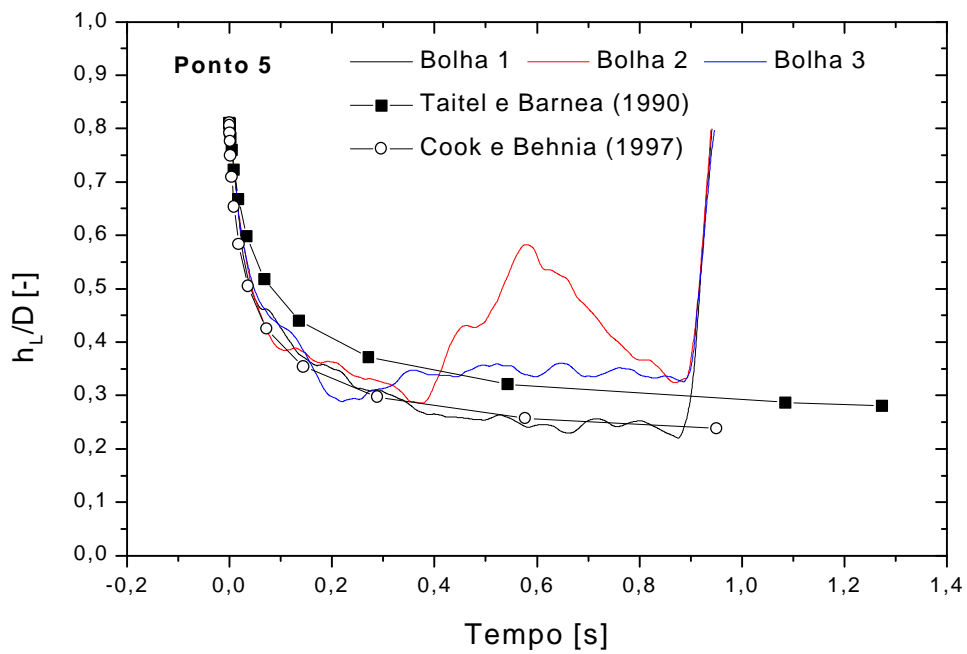


Figura 6.68 - Perfis teórico e experimental (3) da bolha alongada

$u_{LS} = 0,797 \text{ m/s}$  e  $u_{GS} = 3,225 \text{ m/s}$ , ponto 5

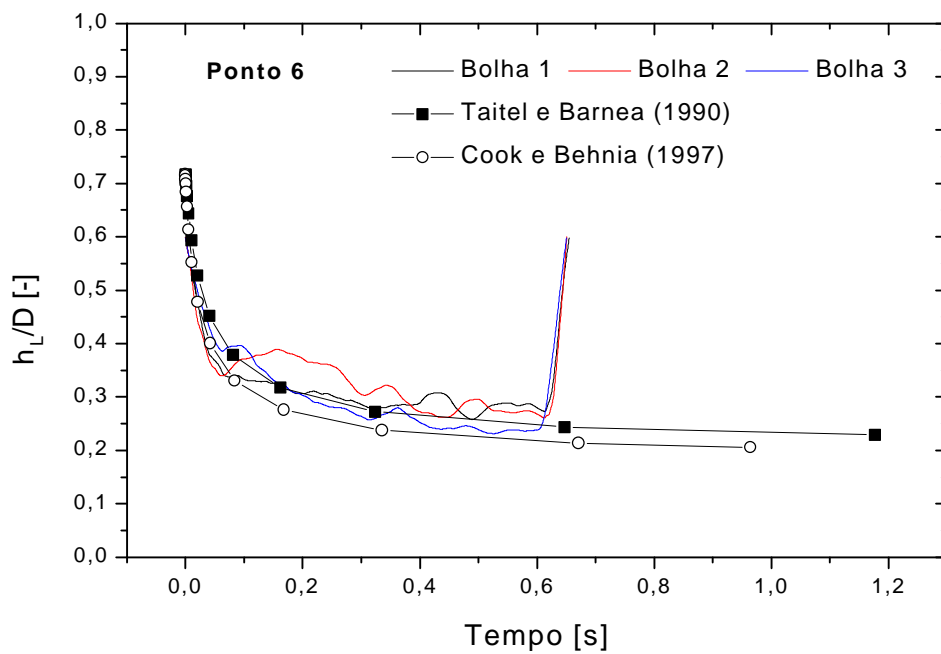


Figura 6.69 - Perfis teórico e experimental (3) da bolha alongada

$u_{LS} = 0,788 \text{ m/s}$  e  $u_{GS} = 6,131 \text{ m/s}$ , ponto 6

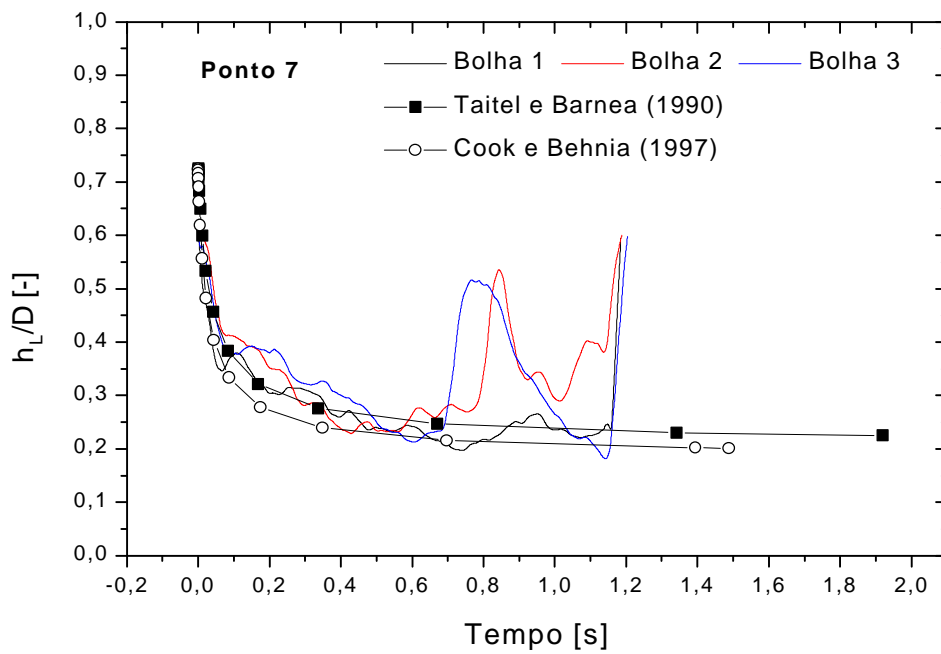


Figura 6.70 - Perfis teórico e experimental (3) da bolha alongada

$u_{LS} = 0,497 \text{ m/s}$  e  $u_{GS} = 6,165 \text{ m/s}$ , ponto 7

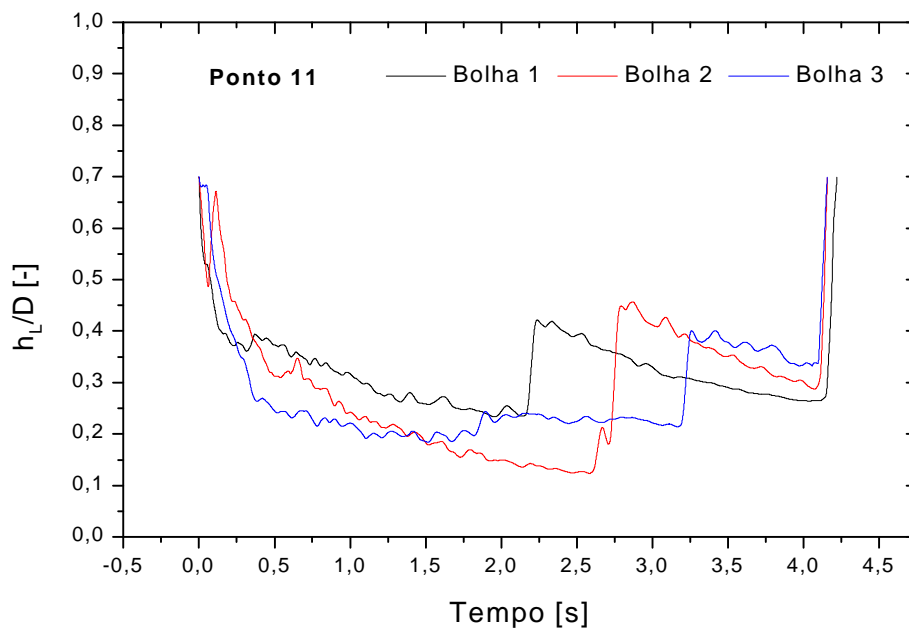


Figura 6.71 – Perfis de três bolhas alongadas, ponto 11

$u_{LS} = 0,198 \text{ m/s}$  e  $u_{GS} = 3,206 \text{ m/s}$

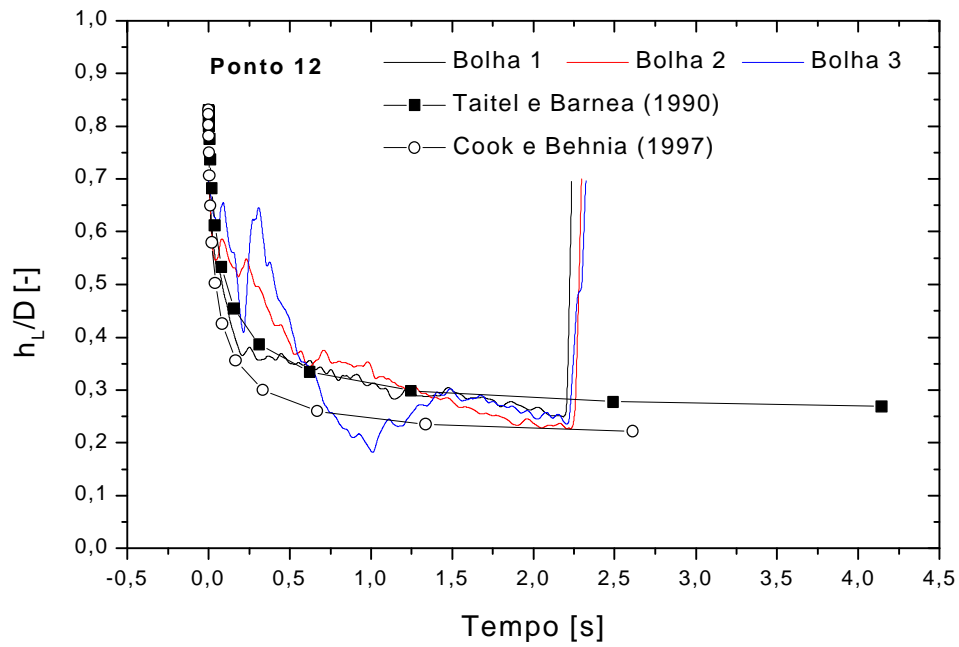


Figura 6.72 - Perfis teórico e experimental (3) da bolha alongada

$$u_{LS} = 0,301 \text{ m/s e } =$$

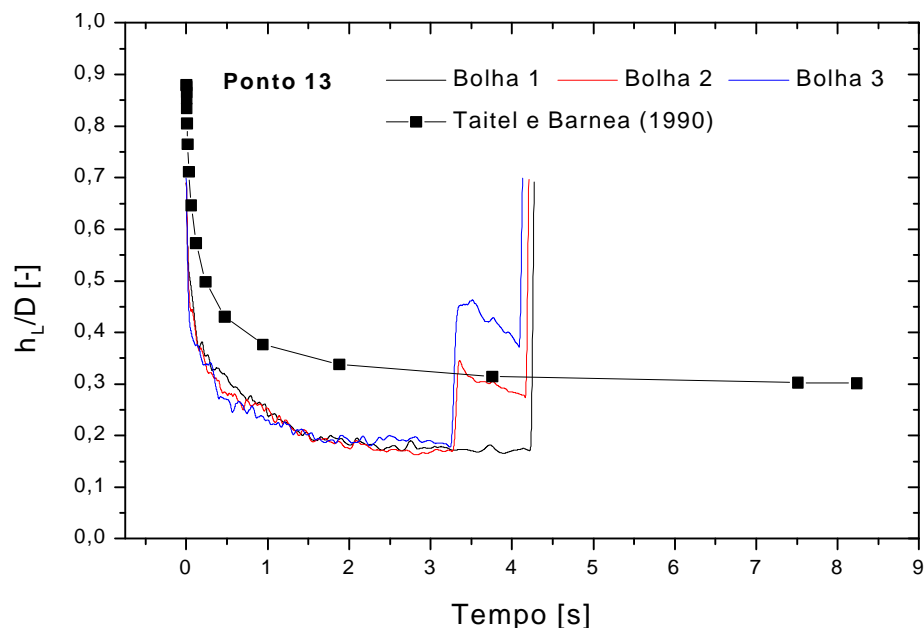


Figura 6.73 - Perfis teórico e experimental (3) da bolha alongada

$$u_{LS} = 0,200 \text{ m/s e } u_{GS} = 2,013 \text{ m/s, ponto 13}$$

As Figuras 6.74 a 6.82 apresentam os perfis de três "espessuras efetivas" determinadas através do medidor de espessura da camada de líquido HL1 na região do pistão de líquido, para os pontos experimentais 2, 3, 4, 5, 6, 7, 11, 12 e 13. Vale lembrar que o aumento ou a redução da quantidade de pequenas bolhas espalhadas dentro dos pistões provoca inversamente uma redução ou um aumento da resposta do medidor de  $h_L$ , apresentado no item 3.3, a esta característica do medidor deu-se o nome de medida da "espessura efetiva" de líquido, relacionada à fração de líquido próxima da seção transversal do escoamento.

Verifica-se que para escoamentos com velocidade mais baixa, como os mostrados nas Figuras 6.74, 6.75, 6.76 e 6.82 para os pontos 2, 3, 4, 5 e 13, além da quantidade das bolhas dispersas dentro dos pistões ser baixa, pois o valor de  $h_L / D$  é sempre próximo de 1,0, as bolhas aparentemente se distribuem de maneira uniforme em todo o pistão. Por outro lado, quando em velocidade mais altas, como nas Figuras 6.77, 6.78 e 6.79 para os pontos 5, 6 e 7, a aeração dos pistões aumenta com  $h_L / D < 1,0$ . Os pistões do ponto 6 têm mais bolhas dispersas do que os do ponto 5 devido à uma maior vazão de gás e também, devido à maior turbulência no interior do escoamento provocada pelo aumento da velocidade translacional do escoamento, o que provoca o aparecimento mais bolhas dispersas dentro dos pistões de líquido. Por outro lado, embora o ponto 7 tenha velocidade translacional menor do que do ponto 6, possui mais bolhas dispersas devido à redução da vazão somente do líquido.

Pode-se afirmar que a curvatura dos perfis para baixo é devido ao filtro digital, apresentado no Apêndice B.2, cuja constante de tempo de 0,01 s tem a mesma ordem de grandeza do tempo de passagem dos pistões em pontos experimentais de maior velocidade, pontos 5, 6, 7, 11 e 12. Porém, em geral, verifica-se que a quantidade de bolhas de gás dispersa ao longo do comprimento dos pistões de líquido é quase constante, como mostrado nos gráficos para os pontos de menor velocidade do escoamento, pontos 2, 3, 4 e 13.

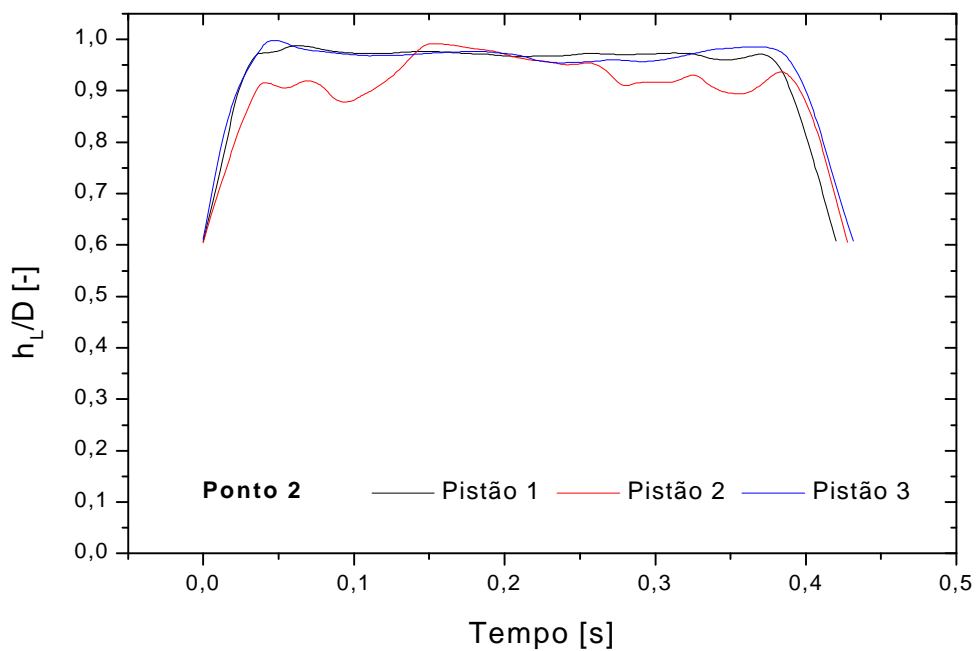


Figura 6.74 - Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido

$u_{GS} = 1,371$  m/s, ponto 2

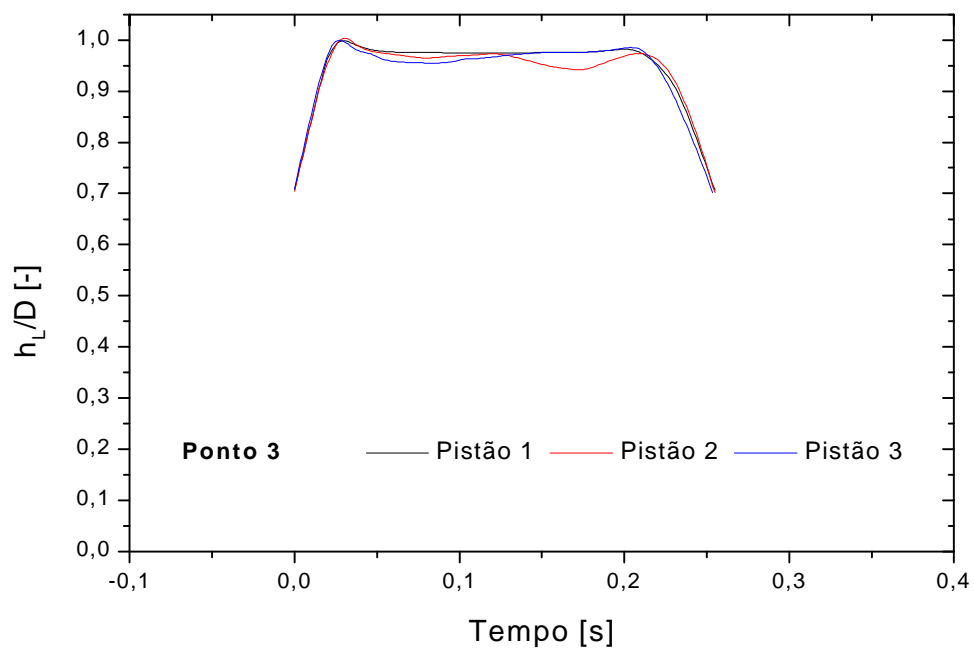


Figura 6.75 - Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido

$u_{LS} = 0,410$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s, ponto 3



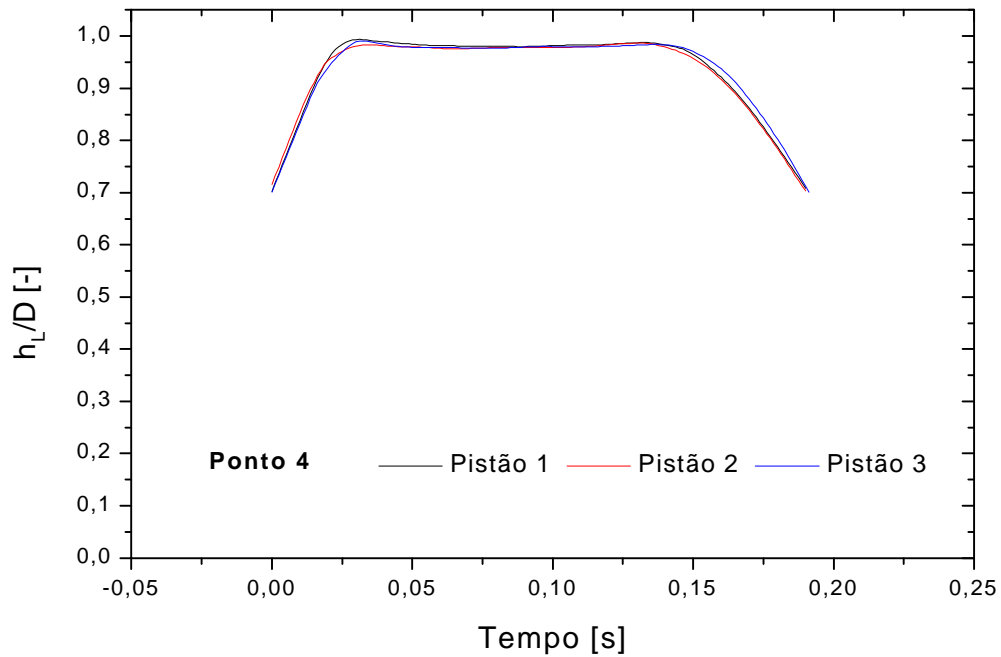


Figura 6.76 - Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido  
 $u_{LS} = 0,788$  m/s e  $u_{GS} = 1,392$  m/s, ponto 4

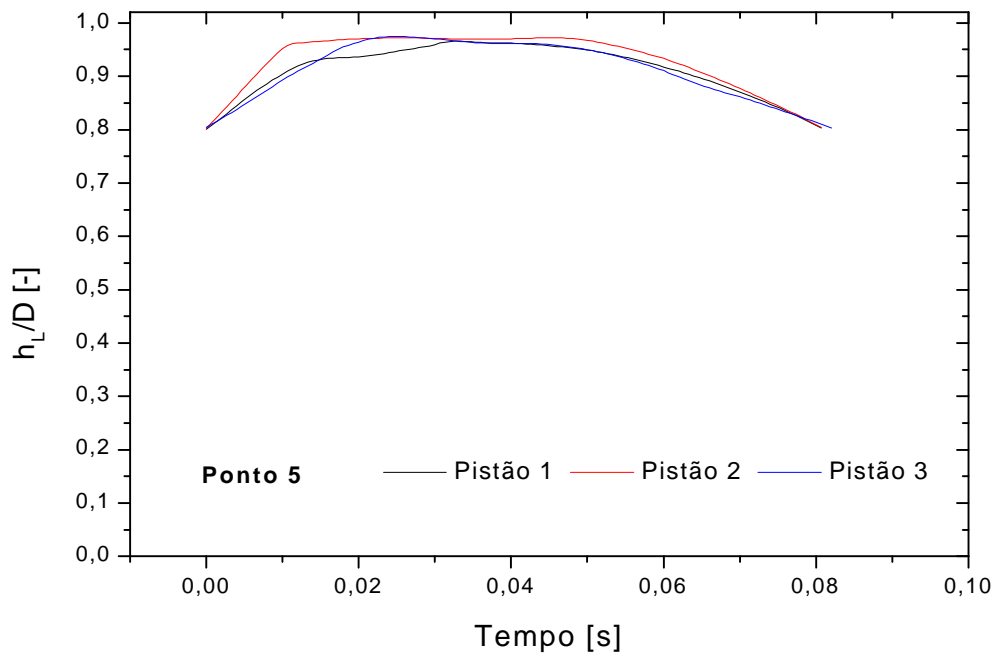


Figura 6.77 - Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido  
 $u_{LS} = 0,797$  m/s e  $u_{GS} = 3,225$  m/s, ponto 5

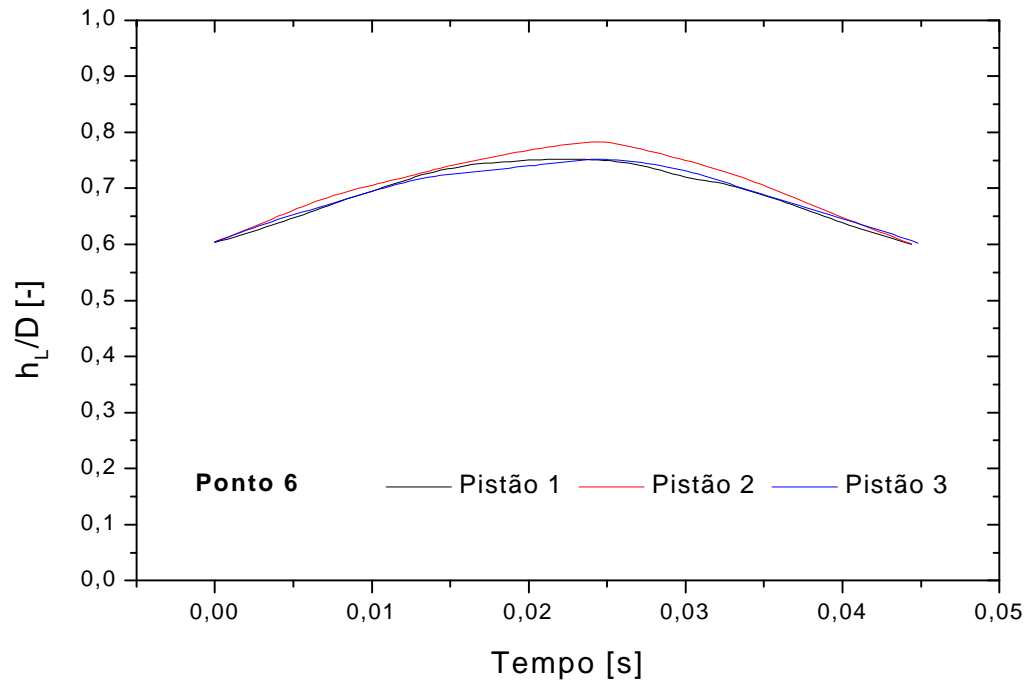


Figura 6.78 - Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido

$u_{LS} = 0,788$  m/s e  $u_{GS} = 6,131$  m/s, ponto 6

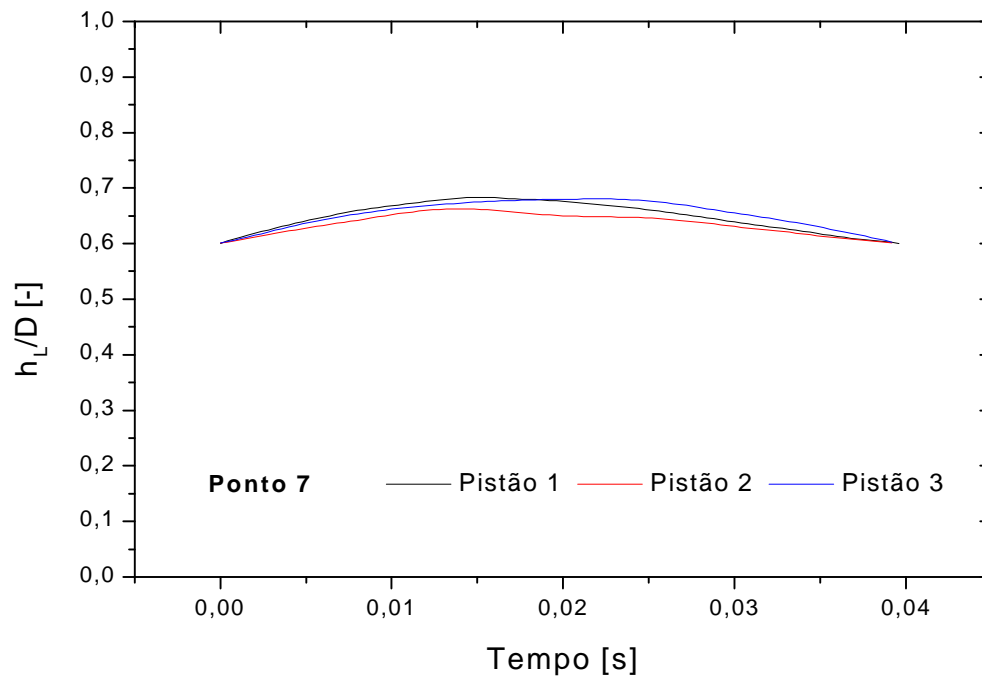


Figura 6.79 - Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido

$u_{LS} = 0,497$  m/s e  $u_{GS} = 6,165$  m/s, ponto 7

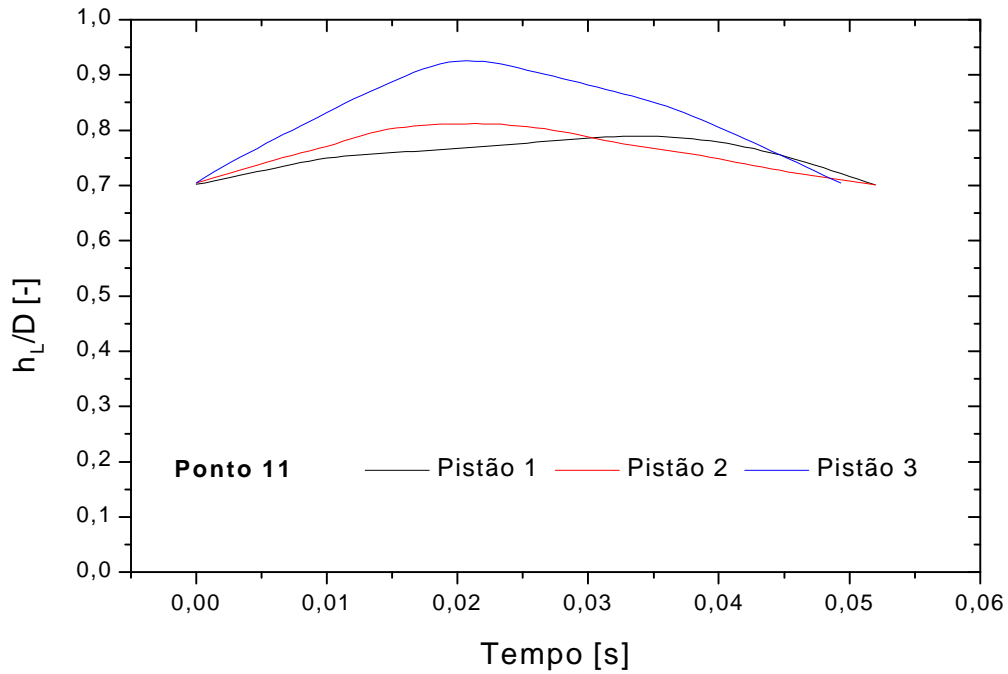


Figura 6.80 - Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido

$u_{LS} = 0,198$  m/s e  $u_{GS} = 3,206$  m/s, ponto 11

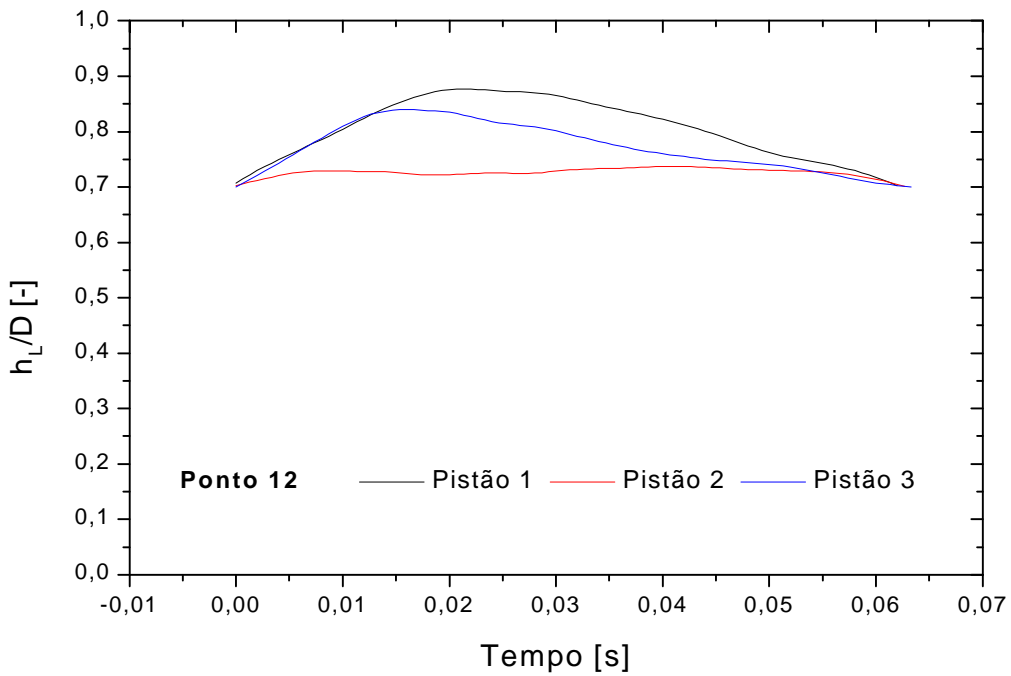


Figura 6.81 - Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido

$u_{LS} = 0,301$  m/s e  $u_{GS} = 3,170$  m/s, ponto 12

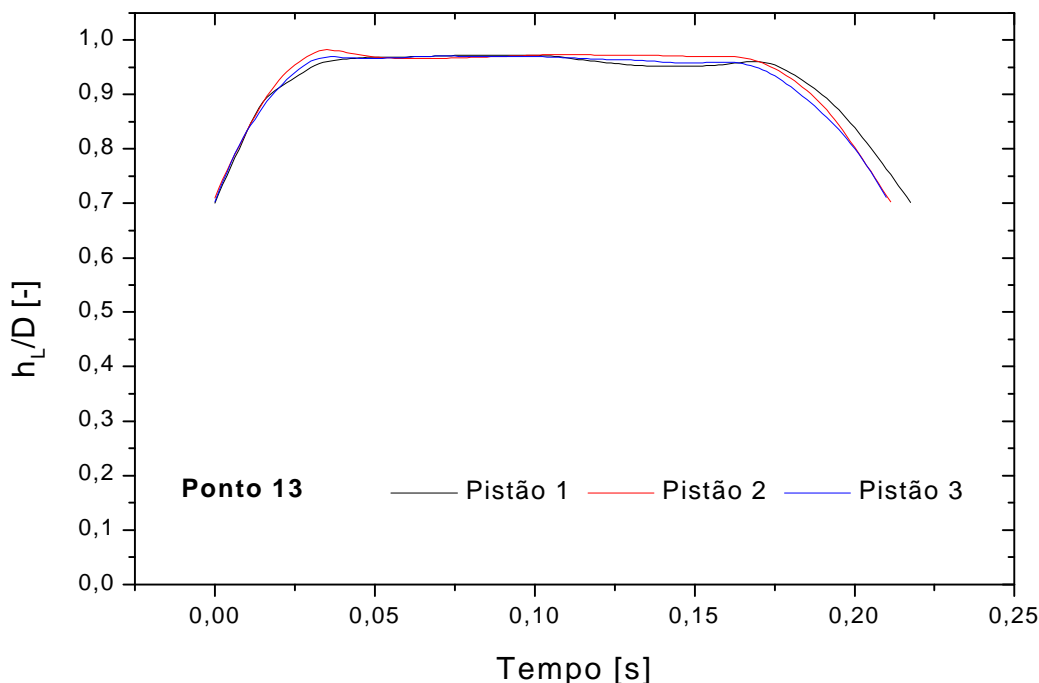


Figura 6.82 - Perfis da "espessura efetiva" de três pistões de líquido

$$u_{LS} = 0,200 \text{ m/s e } u_{GS} = 2,013 \text{ m/s, ponto 13}$$

### 6.3 Caracterização do Escoamento Pistonado na Passagem pelo Tê

Neste item são apresentados e analisados os dados experimentais e teóricos do estudo da distribuição de fases e da pressão diferencial do escoamento pistonado ar-água através de um tê regular.

A Tabela 6.3 mostra as posições das aberturas das válvulas VCR2 e VCR3, lembrando que a cada posição é identificada pelo número de voltas da válvula entre 0,0 (completamente aberta) e 7,0 (completamente fechada), mostra também os valores das vazões, as pressões manométricas e as temperaturas medidas durante os testes. Na mesma Tabela são apresentados os valores calculados das velocidades superficiais médias das fases para cada ponto de teste, que podem ser comparadas aos valores programados, apresentados na Tabela 4.1. Os maiores desvios entre as velocidades superficiais das duas tabelas ocorreram no ponto 3, para o líquido (4,00%) e no ponto 12, para o gás (-4,74%) o que mostra a boa acuidade com que os experimentos foram executados. Durante os testes a pressão barométrica ficou em torno de 708,0 mmHg.

Tabela 6.3 - Vazões, pressões manométricas e temperaturas medidas e durante os testes

Ponto	VCR2	VCR3	$Q_L$ [l/min]	$Q_G$ [m <sup>3</sup> /h]	$p_I$ [kPa]	$T_I$ [°C]	$u_{LS}$ [m/s]	$u_{GS}$ [m/s]
2	0,0	0,0	11,02	4,50	0,11	28,0	0,202	1,377
	0,0	7,0	11,11	4,52	0,96	28,8	0,204	1,383
	4,0	0,0	11,10	4,48	0,78	28,4	0,204	1,371
	5,5	0,0	11,10	4,48	0,78	28,4	0,204	1,371
	5,5	5,0	11,03	4,52	1,26	28,6	0,202	1,383
3	0,0	0,0	22,66	4,52	0,47	29,4	0,416	1,383
	0,0	7,0	22,53	4,48	2,37	29,2	0,414	1,371
	4,0	0,0	22,45	4,53	0,67	29,5	0,412	1,386
	5,5	0,0	22,51	4,50	2,13	29,6	0,413	1,377
	5,5	5,0	22,49	4,54	3,30	29,8	0,413	1,389
4	0,0	0,0	43,36	4,51	1,50	26,3	0,796	1,380
	0,0	7,0	43,30	4,48	6,87	29,0	0,797	1,371
	4,0	0,0	43,30	4,48	1,96	26,6	0,795	1,371
	5,5	0,0	43,07	4,50	6,30	27,2	0,791	1,377
	5,5	5,0	43,29	4,48	9,55	27,6	0,795	1,371
5	0,0	0,0	42,85	10,34	2,05	30,0	0,787	3,164
	0,0	7,0	43,10	10,12	15,86	30,4	0,791	3,096
	4,0	0,0	42,95	10,41	2,64	30,1	0,788	3,185
	5,5	0,0	43,38	10,33	12,73	30,3	0,796	3,160
	5,5	5,0	42,84	10,03	17,85	30,4	0,786	3,069
6	0,0	0,0	43,25	19,66	3,19	31,3	0,794	6,015
	0,0	7,0	41,91	19,51	38,14	31,2	0,769	5,969
	4,0	0,0	43,25	19,51	3,86	31,3	0,794	5,969
	5,5	0,0	43,09	19,53	26,00	31,4	0,791	5,975
	5,5	5,0	42,52	19,52	35,00	31,4	0,781	5,972
12	0,0	0,0	16,63	10,47	0,14	30,6	0,305	3,203
	0,0	7,0	16,46	10,18	3,49	30,5	0,302	3,115
	4,0	0,0	16,55	10,53	0,29	30,6	0,304	3,222
	5,5	0,0	16,51	10,28	2,64	30,7	0,303	3,145
	5,5	5,0	16,47	10,18	3,62	30,8	0,302	3,115
13	0,0	0,0	10,90	6,59	0,00	30,9	0,200	2,016
	0,0	7,0	10,93	6,52	1,16	31,1	0,201	1,995
	4,0	0,0	10,94	6,59	0,11	31,0	0,201	2,016
	5,5	0,0	10,92	6,51	0,97	31,0	0,200	1,992
	5,5	5,0	10,90	6,56	1,40	30,9	0,200	2,007

### 6.3.1 Distribuição de fases entre os ramais após o tê

A passagem do escoamento pistonado pelo tê causa diversos fenômenos devido à sua natureza intermitente, tendo sido observadas grandes oscilações da concentração e das velocidades das fases nos ramais de saída do tê. Para auxiliar na caracterização destas oscilações são apresentados os gráficos das Figuras 6.83 a 6.112, para as condições de escoamento 2, 4 e 6, indicadas na Figura 6.1. Os gráficos foram gerados a partir dos sinais adquiridos da fração de líquido  $(1-a)$  e das pressões diferenciais  $\Delta p_v$  nos venturis instalados nos ramais do tê. Estes medidores fazem parte dos medidores de descarga bifásica apresentados no item 3.4.

As Figuras 6.83 a 6.92 apresentam os gráficos de  $(1-a)$  e  $\Delta p_v$  em função do tempo em segundos para os testes realizados no ponto 2, para diversas aberturas das válvulas de diafragma VCR2 e VCR3 e para os ramais principal (2) e lateral (3).

Verifica-se nos gráficos da fração de líquido nos ramais  $(1-a)$  que, em geral, a concentração de líquido é maior no ramal principal do que no ramal lateral, sendo que ela aumenta na medida que a válvula VCR2 é fechada. Quando a válvula VCR2 é fechada o escoamento ganha preferência pelo ramal lateral ou, em outras palavras, quando a válvula VCR2 está aberta, como mostrado na Figura 6.83, a maior fração dos pistões de líquido percorre o ramal principal, enquanto uma pequena fração percorre o ramal lateral. Porém, quando é parcialmente fechada,  $VCR2 = 5,5$ , como mostrado na Figura 6.87, ocorre um acúmulo de líquido no ramal principal com a presença de bolhas alongadas distribuídas. A incidência de pistões na entrada do ramal principal, que se desviam para o ramal lateral, causam fortes perturbações no fluido contido no ramal principal, como pode ser visto na Figura 6.87, representado por oscilações bruscas dos sinais da fração de líquido.

Através dos gráficos da pressão diferencial  $\Delta p_v$  nos venturis pode-se ter uma idéia da inércia dos pistões de líquido ao percorrerem os ramais principal e lateral. A inércia dos pistões está relacionada ao seu comprimento e à sua velocidade. Nas Figuras 6.84, 6.86 e 6.88 observa-se que os picos de pressão diferencial estão interligados aos picos da fração de líquido  $(1-a)$ .

Enquanto os picos de pressão diferencial no venturi dão uma indicação da velocidade do pistão, os picos de fração de líquido dão uma indicação do seu comprimento. Um pico com duração maior no gráfico da fração de líquido para o ramal principal - linha preta - nem sempre provoca um pico de maior intensidade no gráfico da pressão diferencial, isto devido a uma acentuada queda da velocidade do pistão ao entrar no ramal principal causada pela obstrução devido à presença de mais líquido. Por outro lado, no ramal lateral - linha vermelha - a velocidade dos pistões não sofre grandes alterações.

Vale ressaltar que a partir dos gráficos da fração de líquido  $(1-a)$  observa-se que os padrões de escoamento nos ramais após o tê são pistonados também. Mesmo quando as quantidades das fases nos ramais, principalmente no ramal lateral, são adequadas para que as fases se distribuam segundo o escoamento estratificado, o comprimento dos ramais não é suficiente para que, neste caso, o padrão estratificado se estabilize. Neste sentido, foi observado que mesmo as ondas transversais indicadas nos gráficos de  $(1-a)$  têm uma excelente habilidade de percorrer a tubulação dos ramais. Portanto, uma verificação do padrão dos escoamentos nos ramais na condição de desenvolvimento completo necessitaria de ramais bem mais longos.

As Figuras 6.91 e 6.92 são para os sinais adquiridos quando a válvula de controle no ramal lateral estava completamente fechada, isto é,  $VCR3 = 7,0$ . Nesta condição o escoamento na entrada do tê pode percorrer somente o ramal principal, o que não provoca qualquer pressão diferencial no venturi do ramal lateral, como se observa na Figura 6.92 - linha vermelha - mas, por outro lado, ocorrem ondas transversais no ramal lateral, como mostrado na Figura 6.91.

Observa-se nas Figuras 6.87, 6.88, 6.89 e 6.90 que o fechamento da válvula de controle de  $VCR3 = 0,0$  para  $VCR3 = 5,0$  provoca, além de uma redistribuição das fases entre os ramais, como mostrado nos gráficos da fração de líquido  $(1-a)$ , uma redução da intensidade dos picos de  $(1-a)$ . Outro fato importante é o atraso entre os picos nos gráficos de  $\Delta p_v$  dos ramais 2 e 3 da Figura 6.90, que indica o intervalo de tempo entre o instante de impacto do pistão na entrada do ramal principal, seu desvio para o ramal lateral, até o instante em que alcança o venturi.

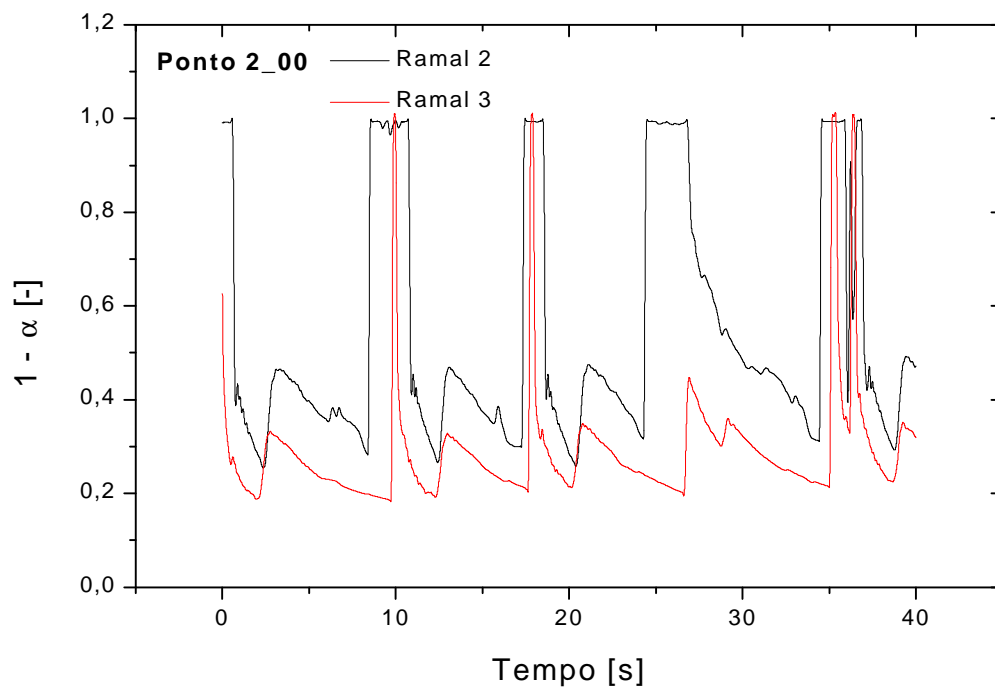


Figura 6.83 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 2

$u_{LS} = 0,202$  m/s e  $u_{GS} = 1,377$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0)

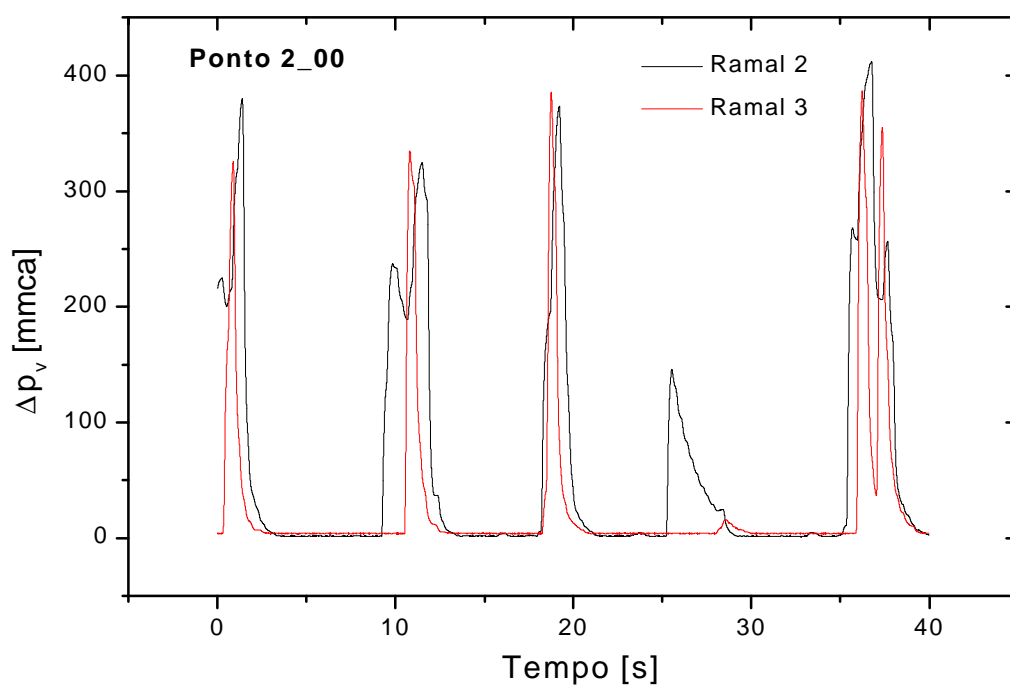


Figura 6.84 – Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 2

$u_{LS} = 0,202$  m/s e  $u_{GS} = 1,377$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0)



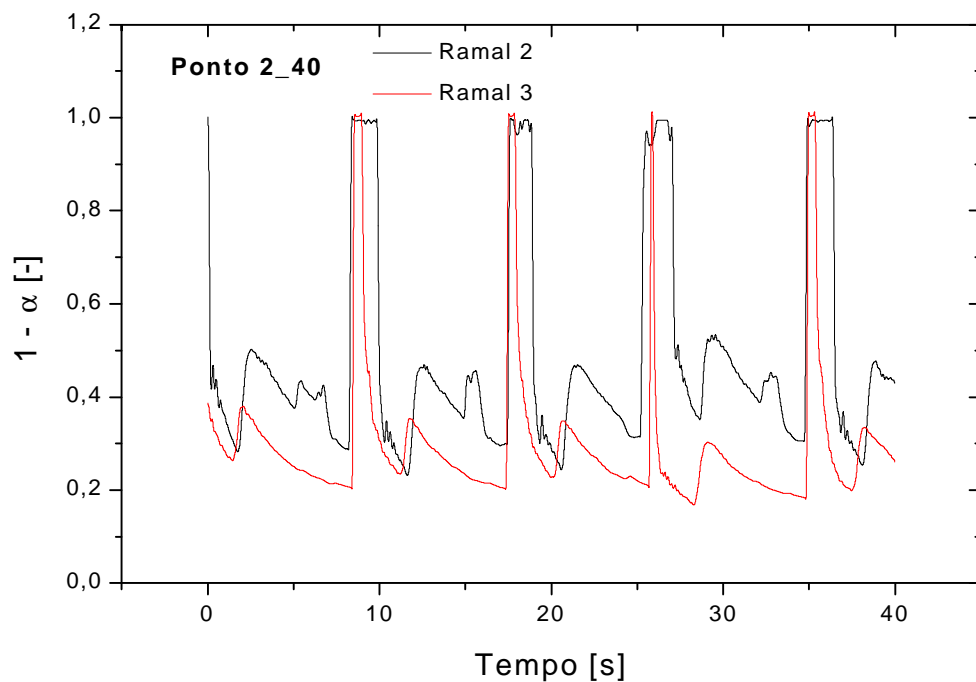


Figura 6.85 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 2

$u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)

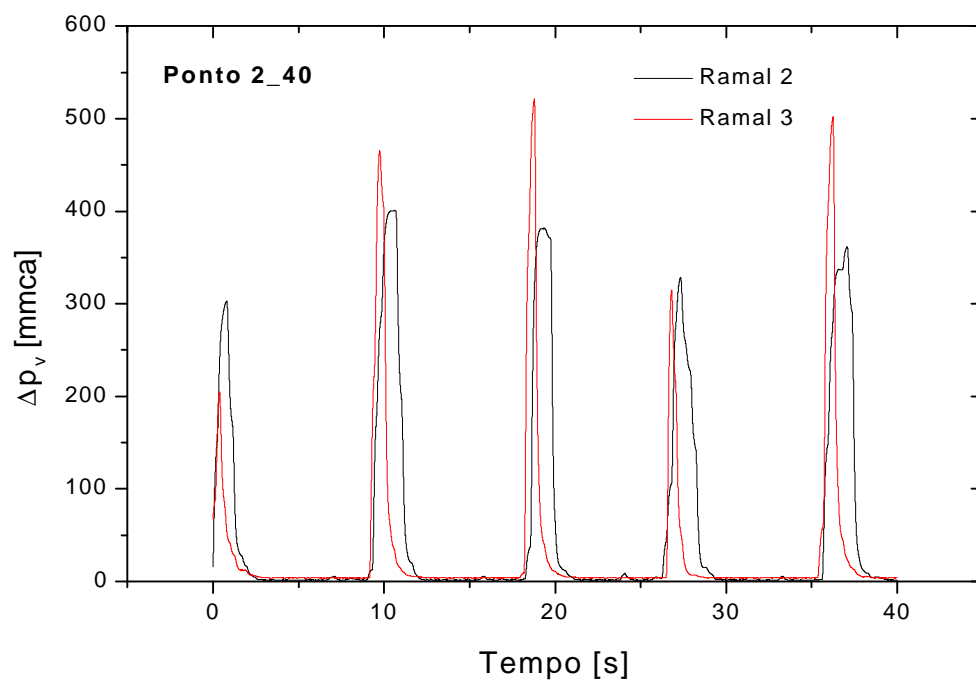


Figura 6.86 – Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 2

$u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)

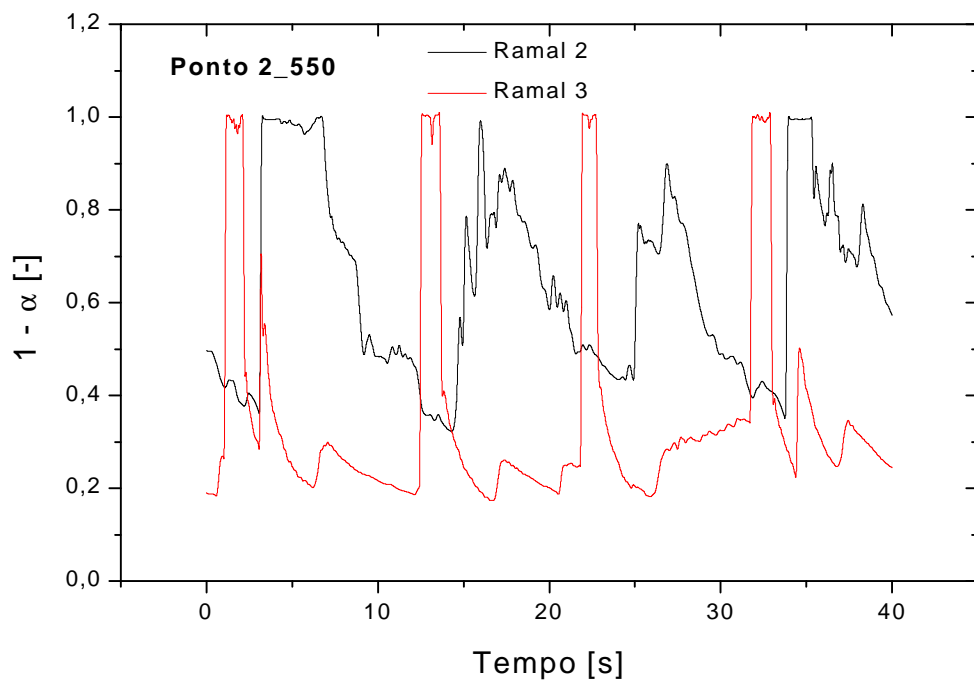


Figura 6.87 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 2

$u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)

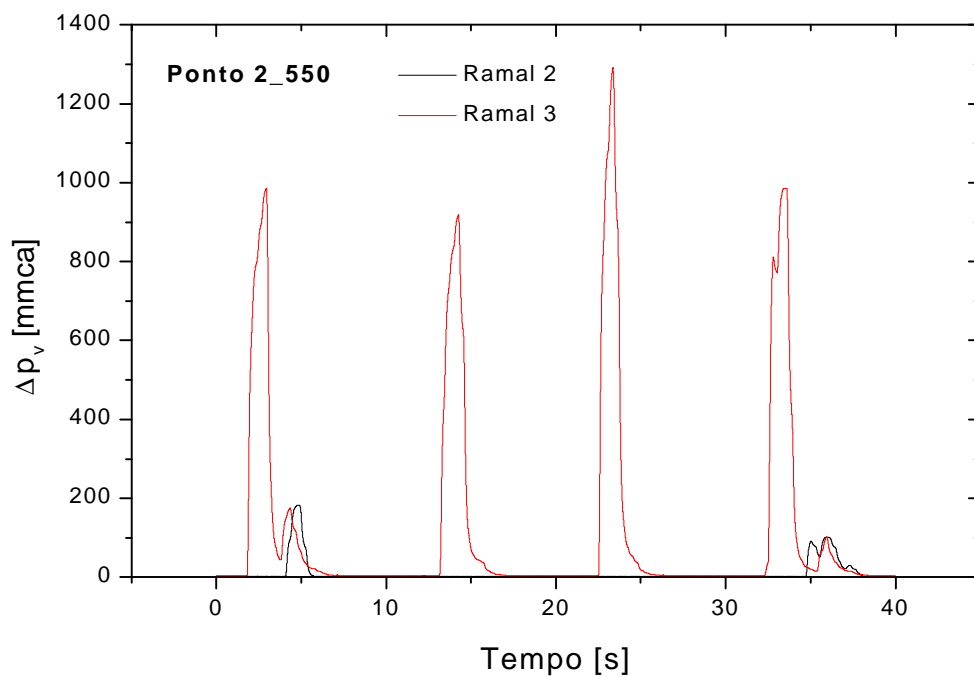


Figura 6.88 – Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 2

$u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)

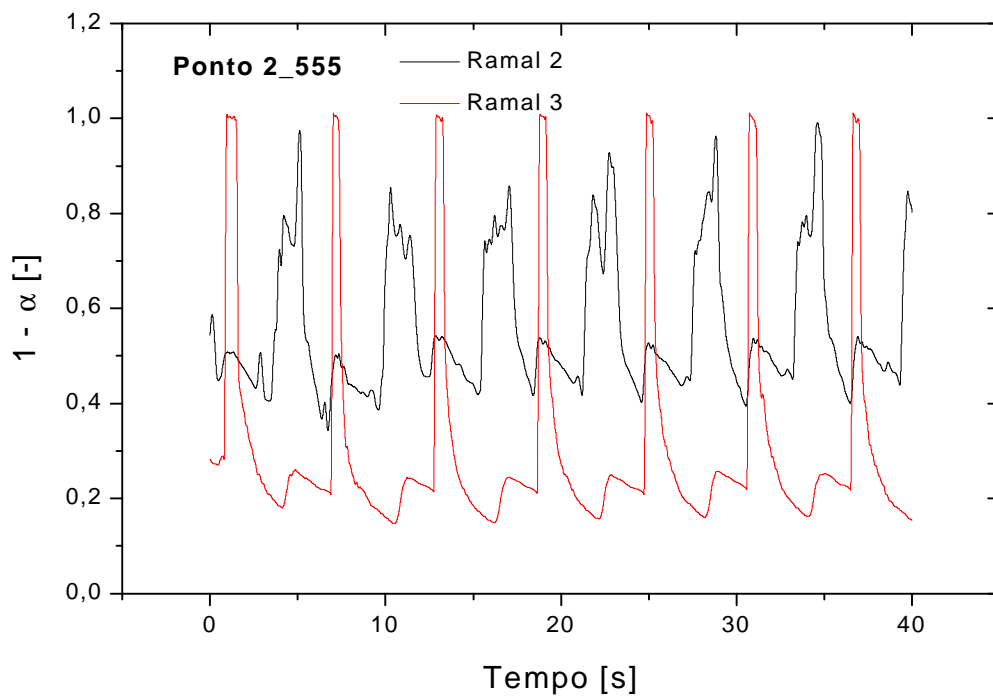


Figura 6.89 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 2

$u_{LS} = 0,202$  m/s e  $u_{GS} = 1,383$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)

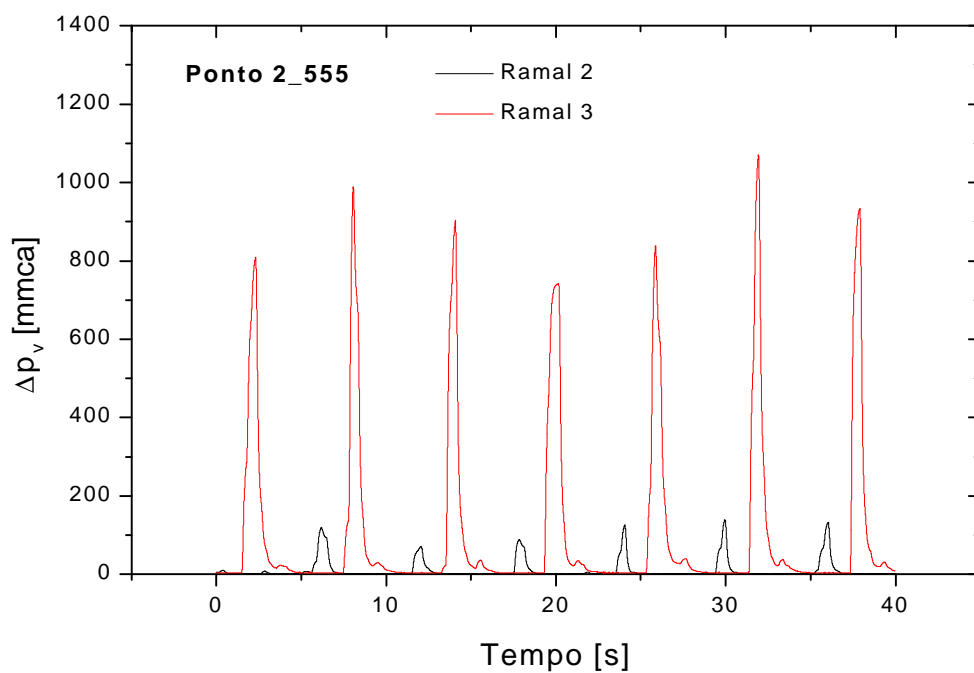


Figura 6.90 – Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 2

$u_{LS} = 0,202$  m/s e  $u_{GS} = 1,383$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)

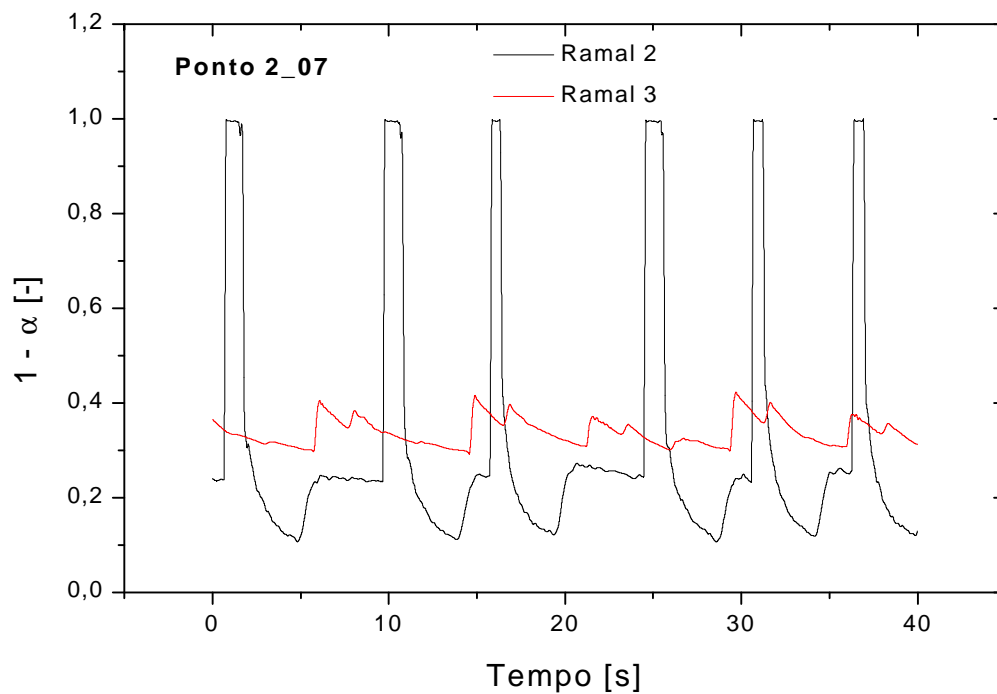


Figura 6.91 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 2

$u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,383$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)

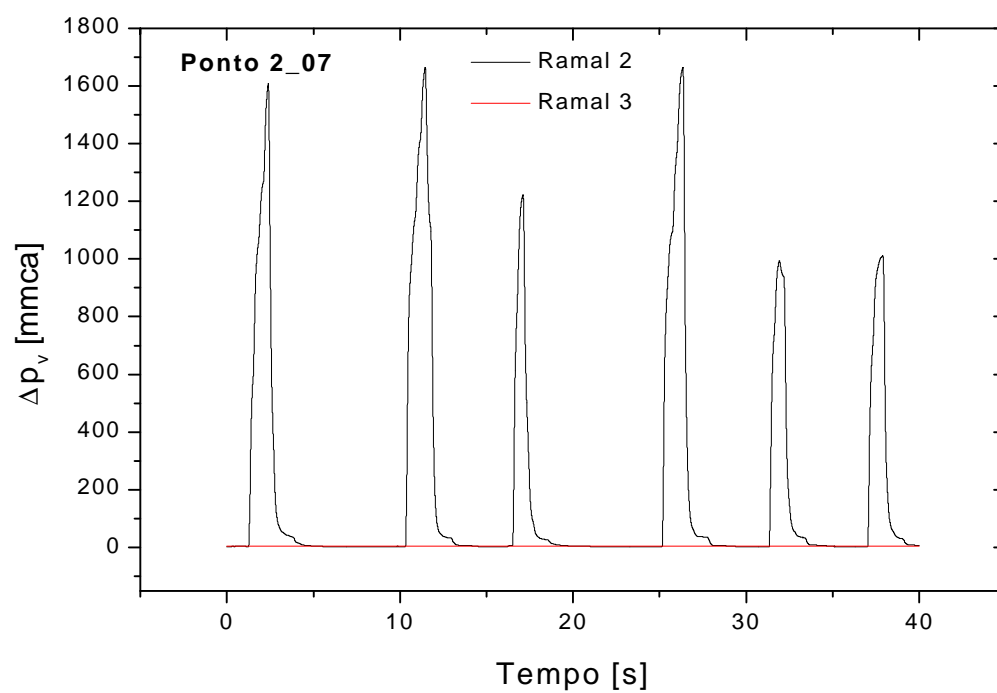


Figura 6.92 – Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 2

$u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,383$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)

As Figuras 6.93 a 6.102 apresentam os gráficos das frações de líquido  $(1-a)$  e das pressões diferencial nos venturis  $\Delta p_v$  nos ramais principal e lateral para a condição de teste do ponto 4 indicado na Figura 6.1, que possui elevada quantidade da fase líquida em escoamento, relativamente ao ponto 2.

Através das Figuras 6.93, 6.95 e 6.97 observa-se, analogamente ao que ocorreu para o ponto 2, um acúmulo acentuado de líquido no ramal principal; isto significa que, quando VCR2 é fechada, há um maior desvio das bolhas alongadas do escoamento para o ramal lateral. Observa-se na Figura 6.97 que nesta condição o ramal principal está completamente cheio de líquido e com pequenas bolhas junto ao perímetro superior do tubo. Os gráficos de  $(1-a)$  indicam também que a maior fração dos pistões percorre o ramal principal, enquanto a maior parte das bolhas alongadas percorre o ramal lateral.

Por outro lado, os gráficos de  $\Delta p_v$  mostrados nas Figuras 6.94, 6.96 e 6.98 indicam que o fechamento de VCR2 provocou uma inversão das intensidades dos picos da pressão diferencial entre os ramais principal e lateral. Além do mais, os gráficos de  $\Delta p_v$  mostram que, devido à alta frequência de passagem dos pistões, não há uma correspondência para o ramal principal de um pico de pressão diferencial para cada pico do gráfico da fração de líquido. Às vezes ocorrem simplesmente picos mal formados representados por “planaltos” nos gráficos de  $\Delta p_v$ . Vale ressaltar que os medidores de pressão diferencial da SMAR apresentados no item 2.2.2 – a, possuem um recurso de ajuste do chamado tempo de *damping* de até 10 s relacionado ao amortecimento dos sinais na saída do medidor, que é realizado eletronicamente. Este tempo foi ajustado igual a 0,01 s que é o amortecimento mínimo relacionado somente às características mecânicas internas do medidor.

Como para o ponto 2, observa-se nas Figuras 6.101 e 6.102 que, quando a válvula de controle no ramal lateral permaneceu fechada, isto é, VCR3 = 7,0, houve a formação de ondas no ramal lateral. A passagem destas ondas de forma alternada região da garganta do venturi no ramal lateral foi suficiente para provocar pequenas flutuações da pressão diferencial que não são percebidas no gráfico da Figura 6.102 (linha vermelha) devido à escala do eixo de  $\Delta p_v$ .

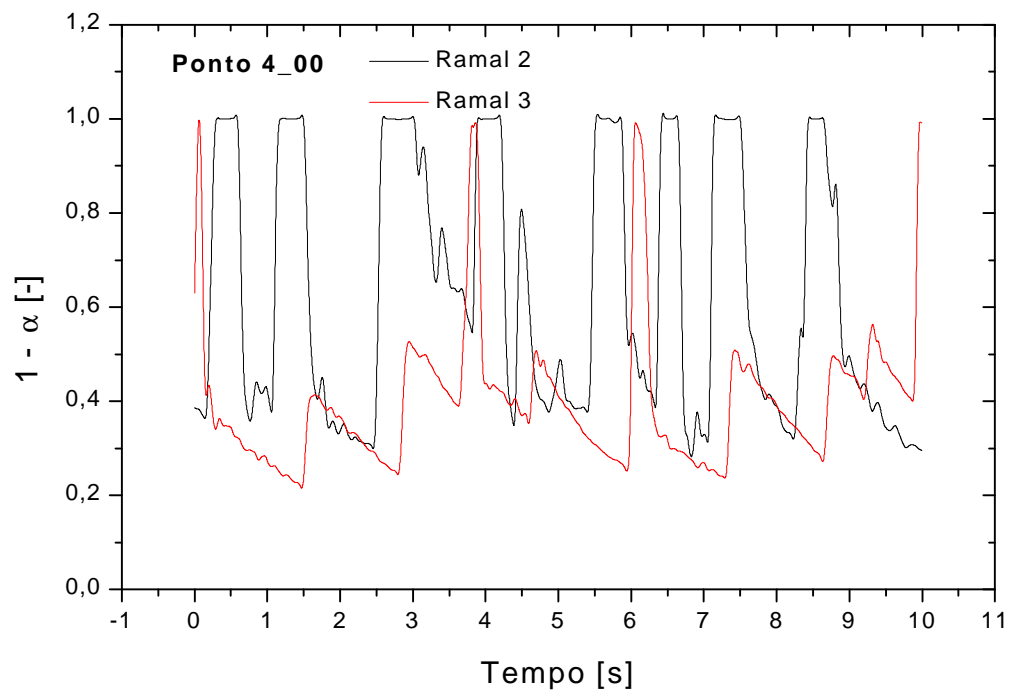


Figura 6.93 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 4

$u_{LS} = 0,796 \text{ m/s}$  e  $u_{GS} = 1,380 \text{ m/s}$  (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0)

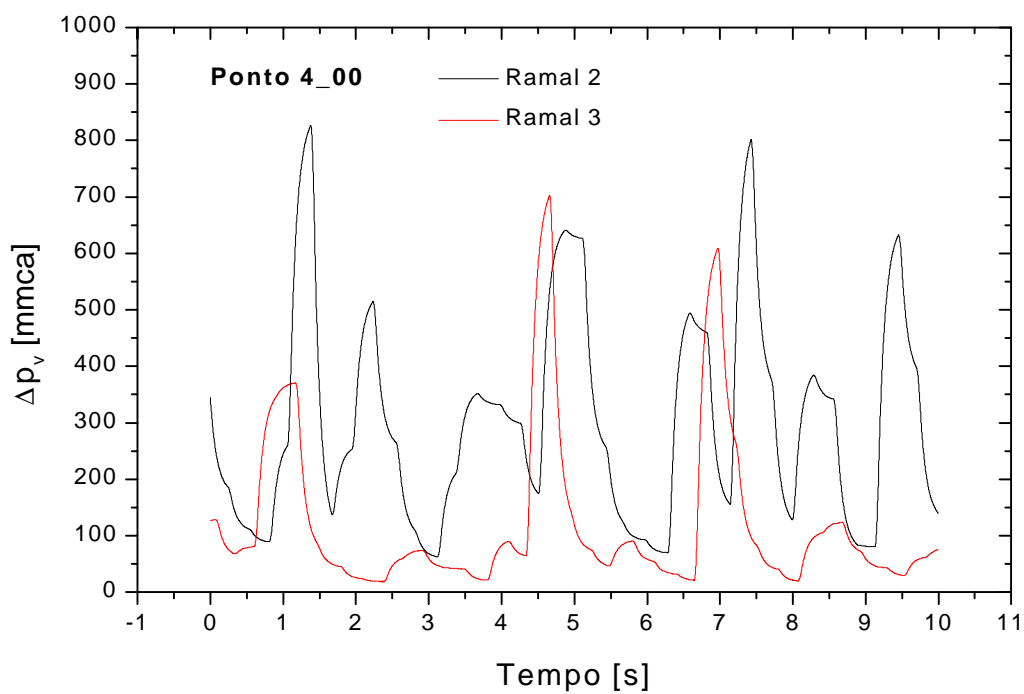


Figura 6.94 – Sinais de pressão diferencial dos venturís nos ramais do tê, ponto 4

$u_{LS} = 0,796 \text{ m/s}$  e  $u_{GS} = 1,380 \text{ m/s}$  (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0)

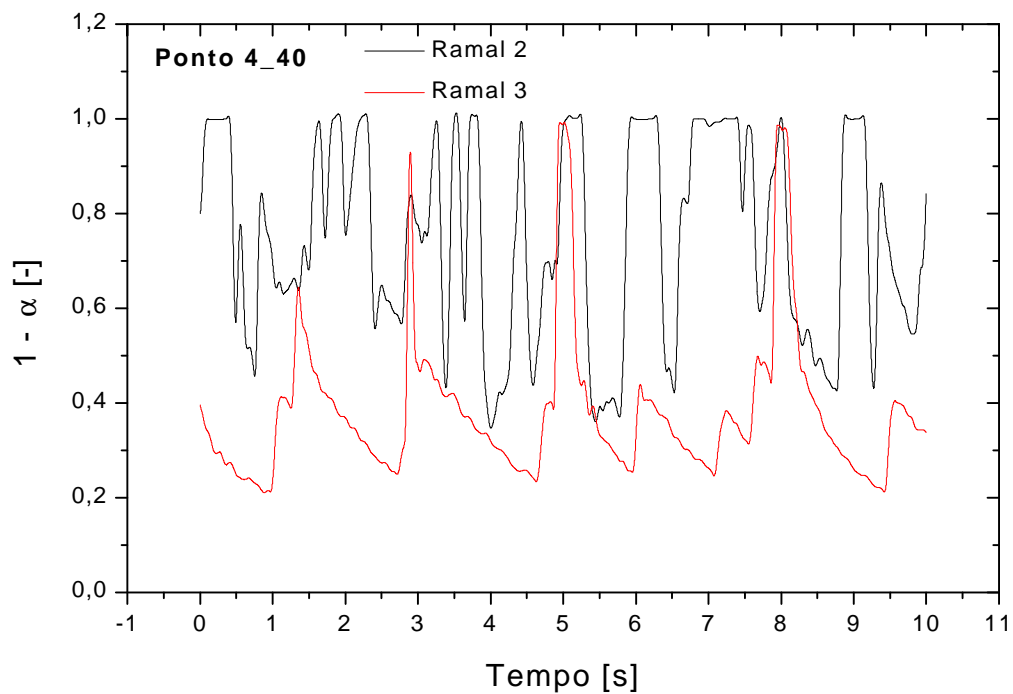


Figura 6.95 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 4

$u_{LS} = 0,795$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)

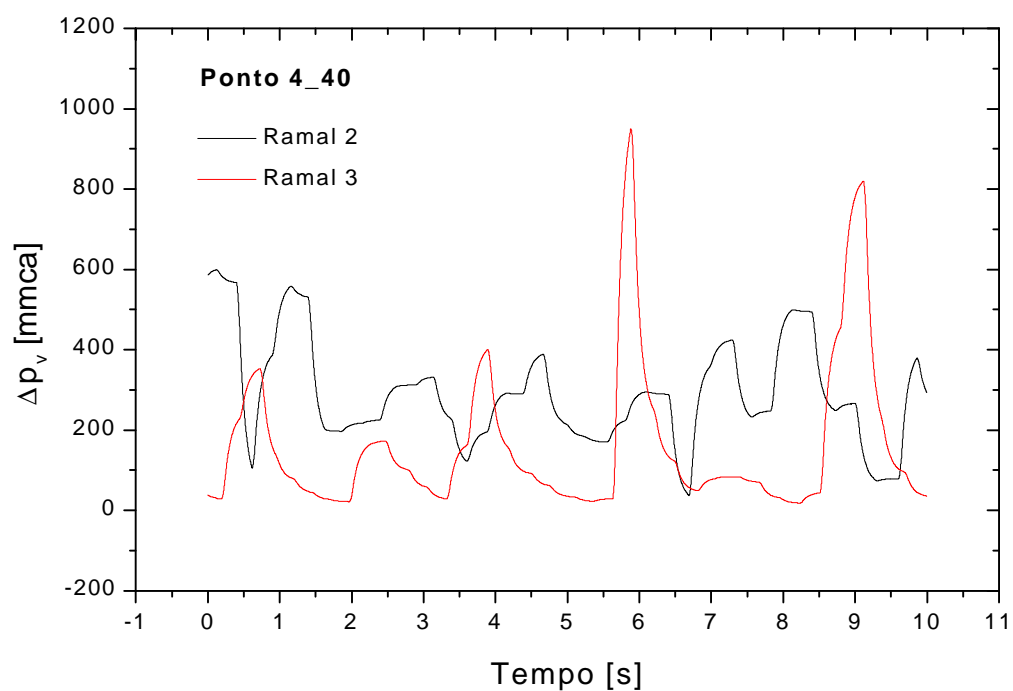


Figura 6.96 – Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 4

$u_{LS} = 0,795$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)

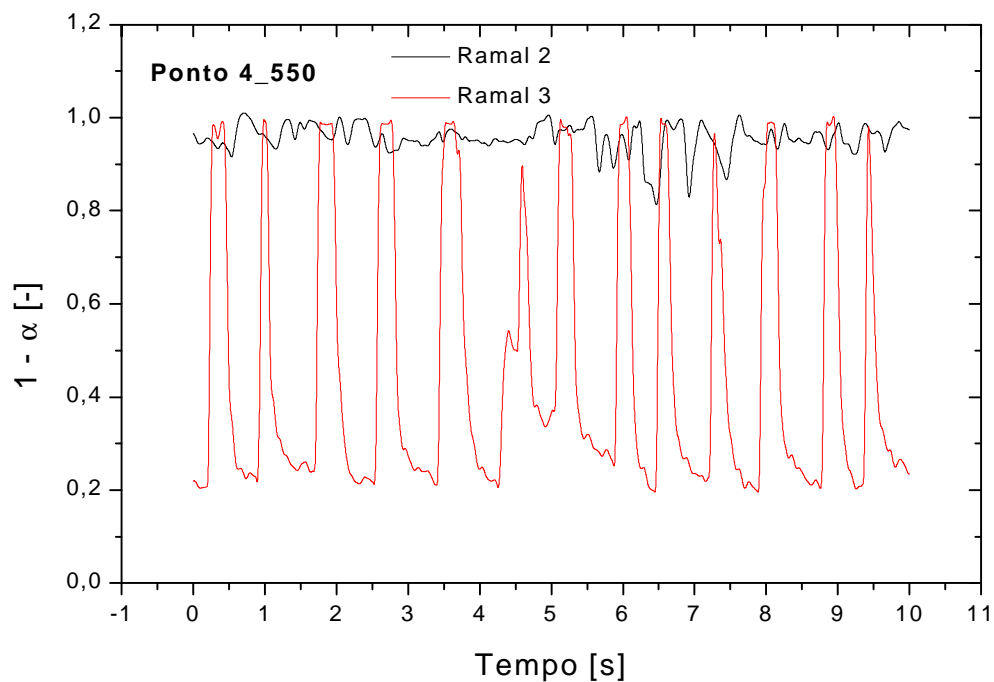


Figura 6.97 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 4  
 $u_{LS} = 0,791$  m/s e  $u_{GS} = 1,377$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)

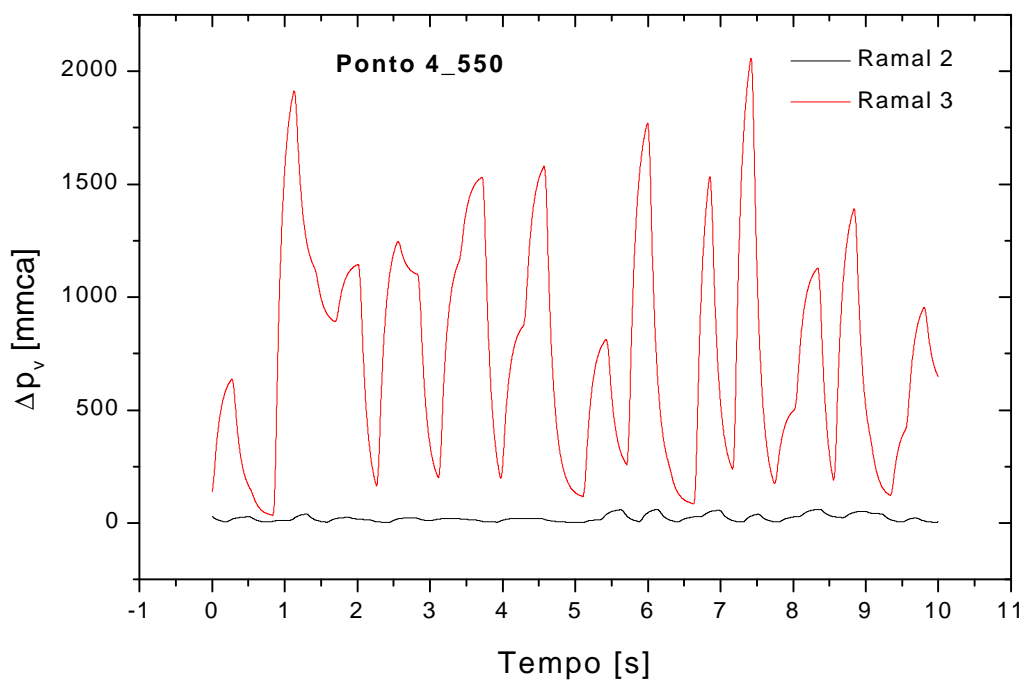


Figura 6.98 – Sinais de pressão diferencial dos venturís nos ramais do tê, ponto 4  
 $u_{LS} = 0,791$  m/s e  $u_{GS} = 1,377$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)



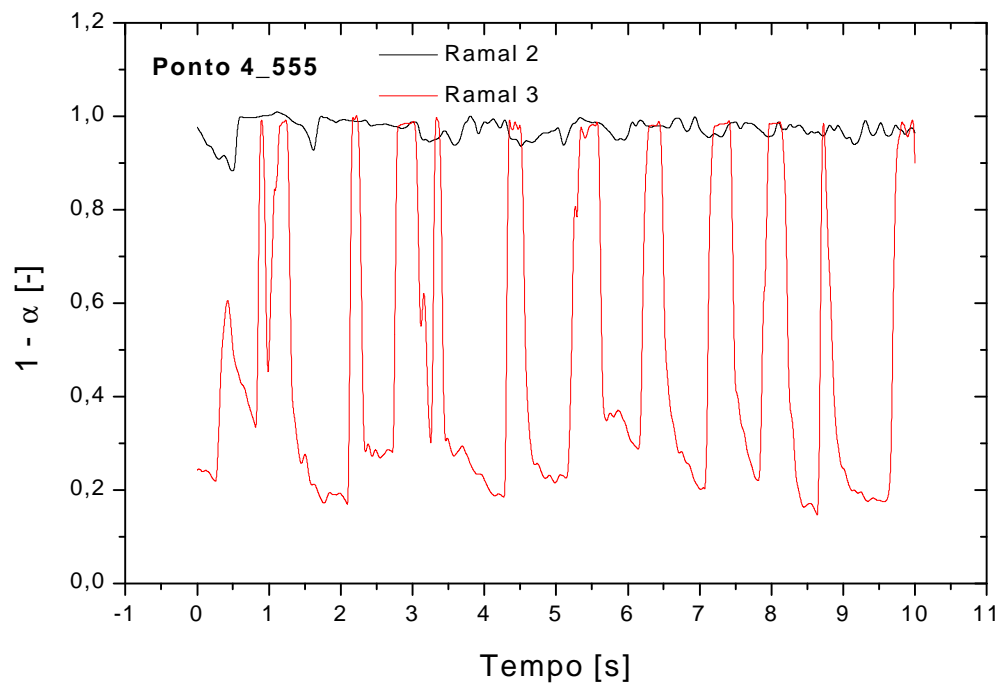


Figura 6.99 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 4  
 $u_{LS} = 0,795$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)

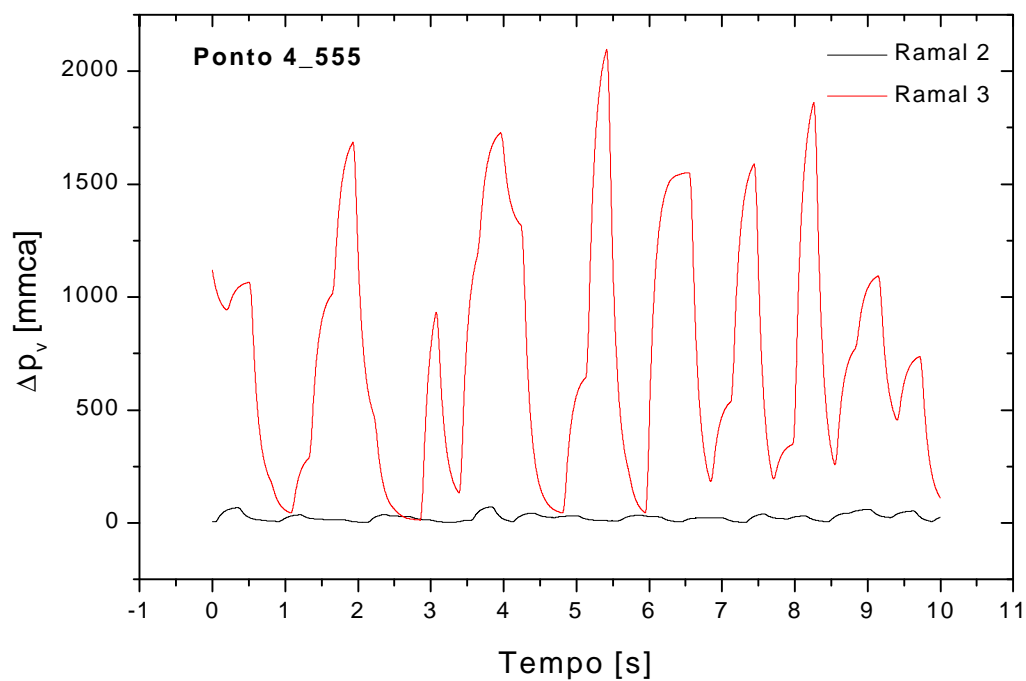


Figura 6.100 – Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 4  
 $u_{LS} = 0,795$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)

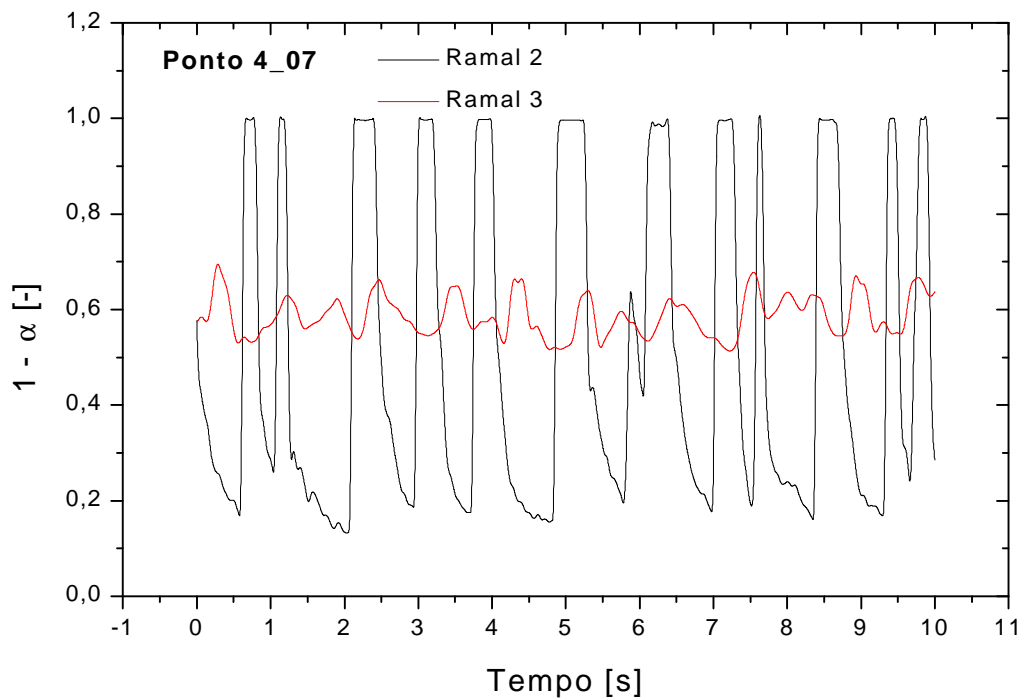


Figura 6.101 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 4

$u_{LS} = 0,797$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)

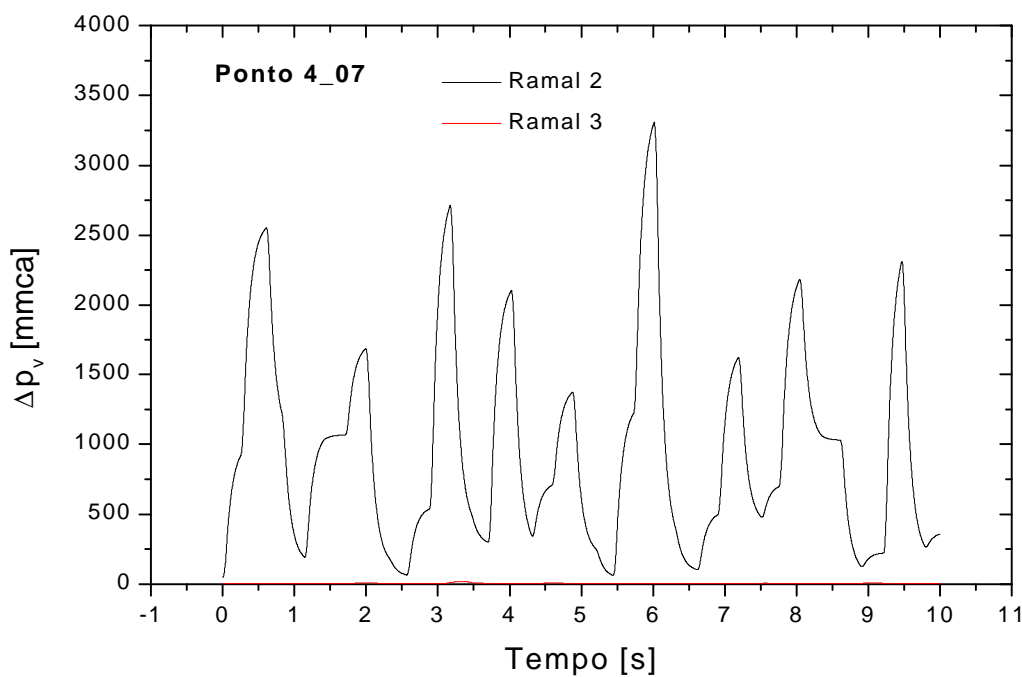


Figura 6.102 – Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 4

$u_{LS} = 0,797$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)

As Figuras 6.103 a 6.112 apresentam os gráficos das frações de líquido  $(1-\alpha)$  e das pressões diferencial nos venturis  $\Delta p_v$  nos ramais principal e lateral para a condição de teste 6 que, relativamente ao ponto 6, possui elevada velocidade de escoamento das fases, da ordem de 8 m/s.

De modo semelhante ao observado para os pontos 2 e 4, os gráficos da fração de líquido apresentados nas Figuras 6.103, 6.105 e 6.107 indicam que o fechamento da válvula VCR2 provocou um acúmulo acentuado de líquido no ramal principal. Observa-se nos gráficos da fração de líquido um elevado grau de oscilação dos sinais e, também, que a presença dos pistões de líquido seguidos de bolhas alongadas só é observada no ramal lateral.

Os picos observados nos gráficos da pressão diferencial  $\Delta p_v$  no ramal principal foram provocados também pelo efeito dos golpes dos pistões na entrada do ramal principal na região do tê ao se desviarem para o ramal lateral. Estes golpes acabam por impelir o fluido através do ramal principal, como observado experimentalmente.

Quando a válvula de controle do ramal 3, VCR3, permaneceu completamente fechada, isto é,  $VCR3 = 7,0$ , ocorreu que o ramal lateral ficou cheio de líquido, como observado na Figura 6.111. Diferente do que ocorreu nos pontos experimentais 2 e 4, como mostrado nas Figuras 6.91 e 6.101.

O gráfico da Figura 6.112 indica que apesar de não haver escoamento efetivo através do ramal lateral, pois a válvula de controle permaneceu fechada  $VCR3 = 7,0$ , foram detectadas variações da pressão diferencial através do venturi no ramal lateral (linha vermelha), isto devido às perturbações do fluido no ramal provocadas pela passagem do escoamento pistonado através do tê. Como é discutido mais à frente, este fato pode provocar erros de cálculo da descarga bifásica.

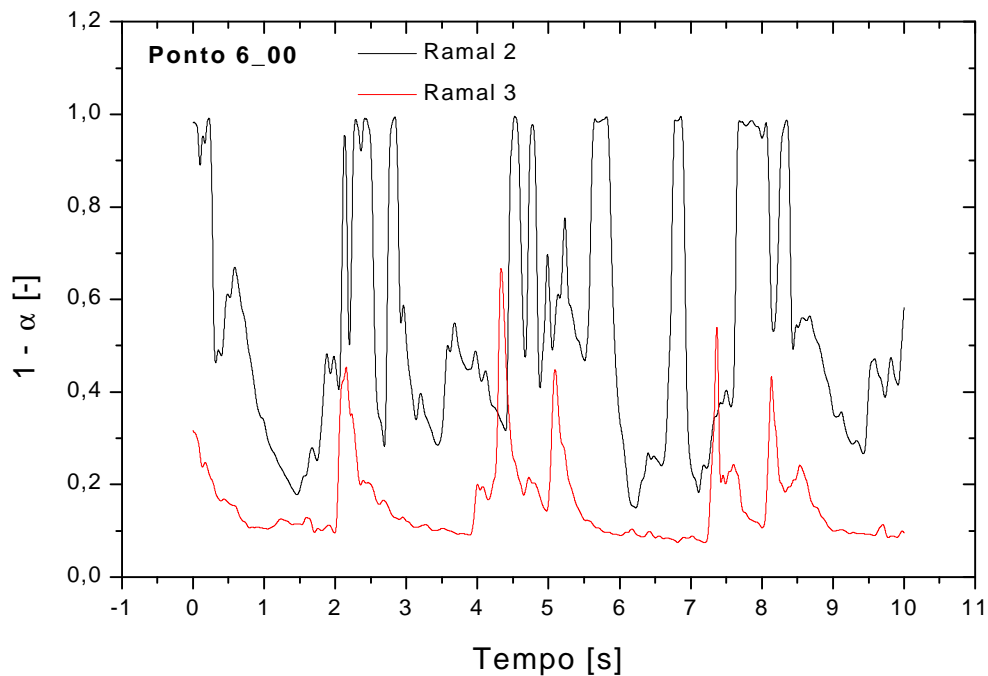


Figura 6.103 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 6  
 $u_{LS} = 0,794$  m/s e  $u_{GS} = 6,015$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0)

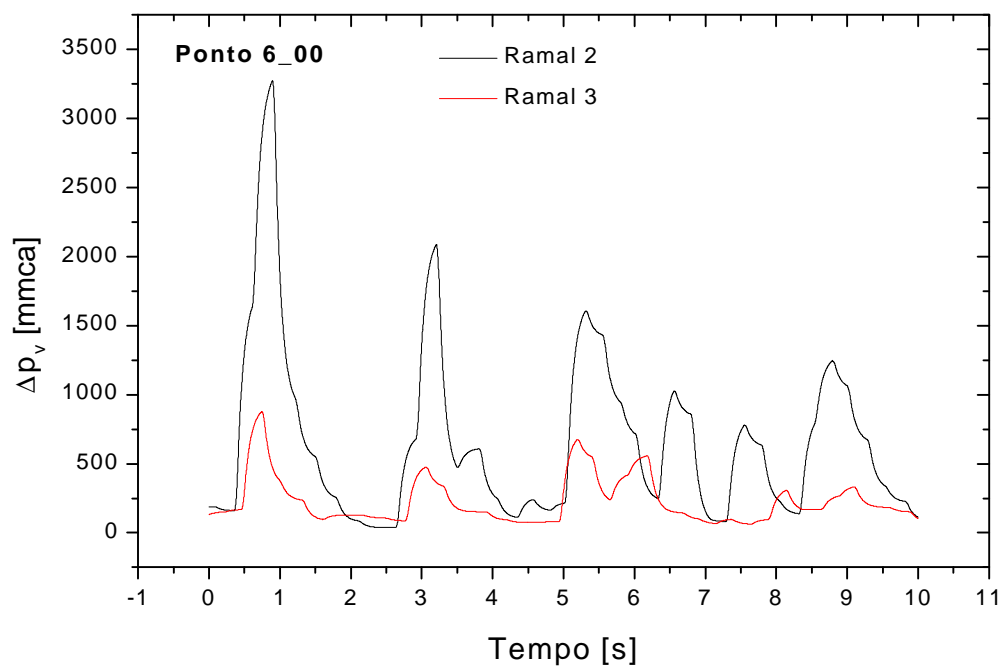


Figura 6.104 – Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 6  
 $u_{LS} = 0,764$  m/s e  $u_{GS} = 6,015$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0)

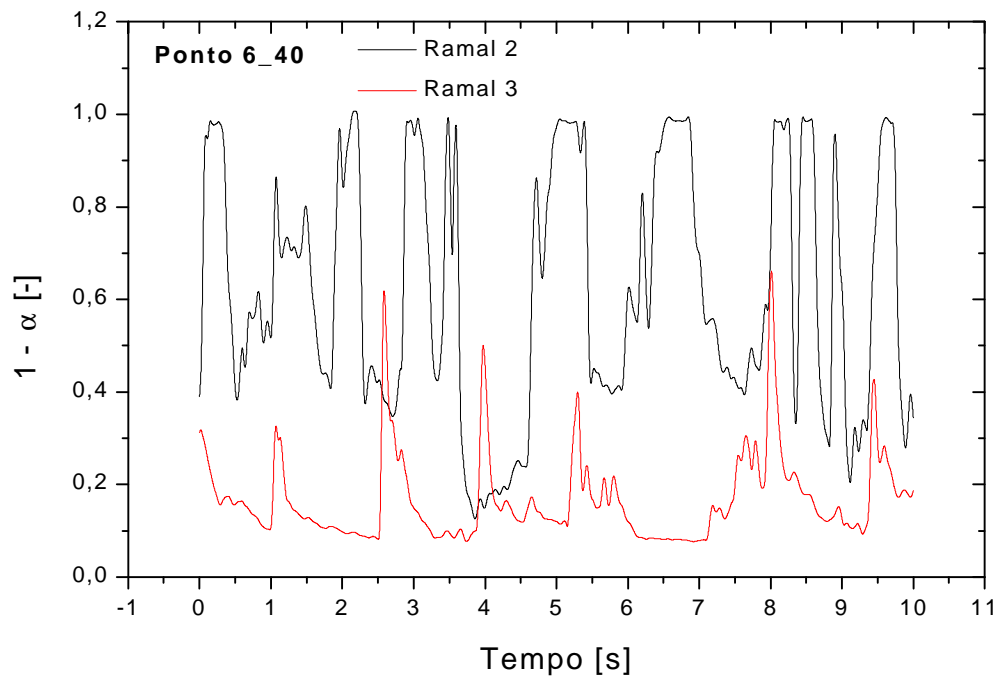


Figura 6.105 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 6  
 $u_{LS} = 0,794$  m/s e  $u_{GS} = 5,969$  m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)

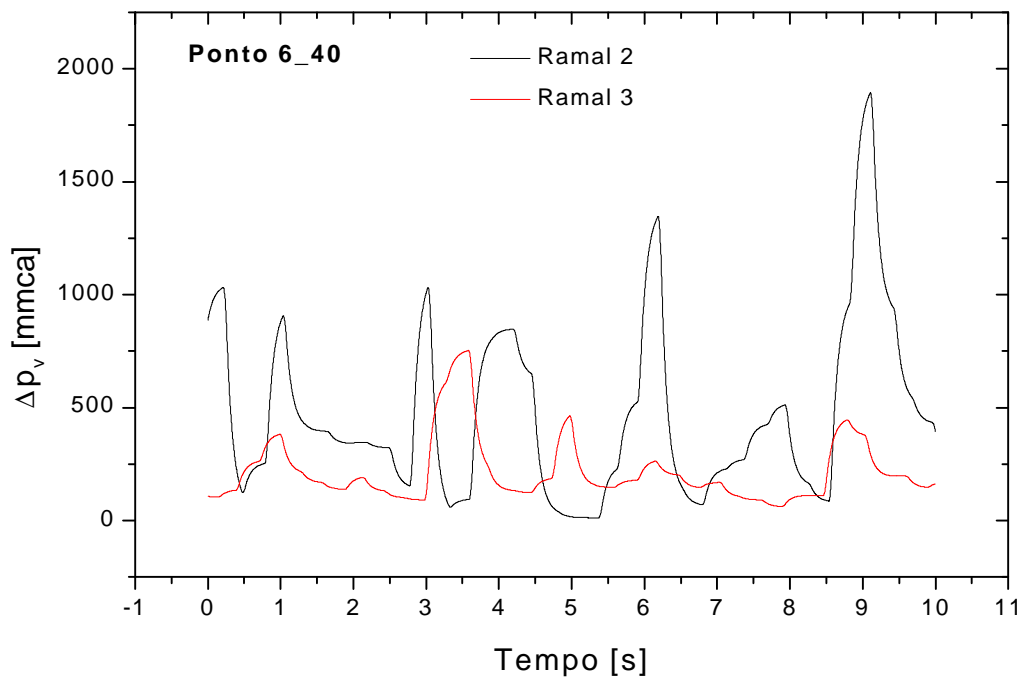


Figura 6.106 – Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 6  
 $u_{LS} = 0,794$  m/s e  $u_{GS} = 5,969$  m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)

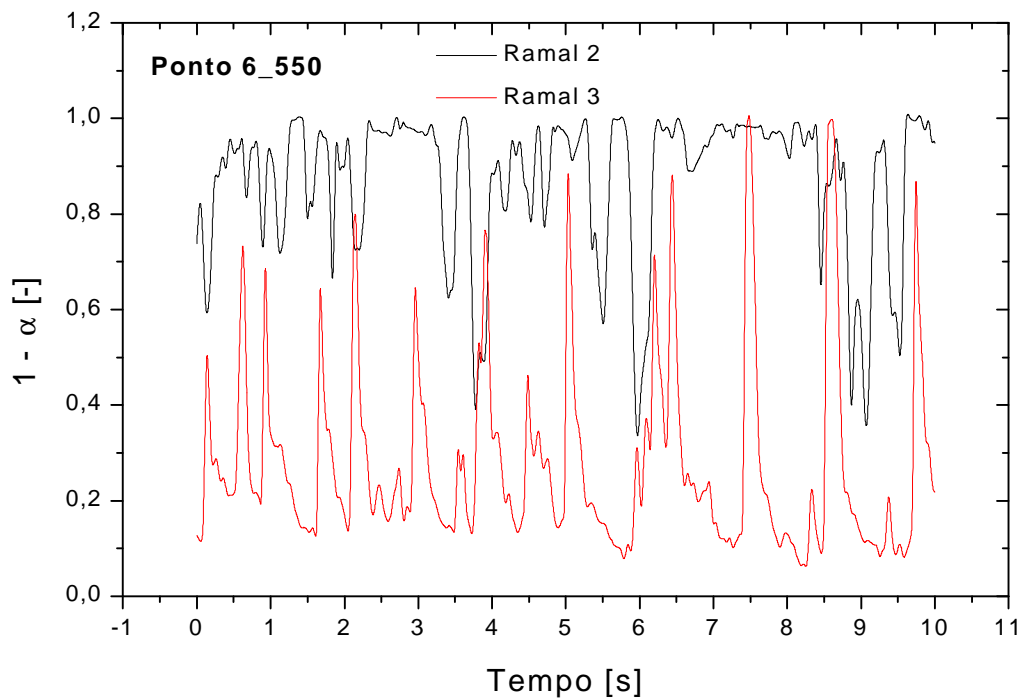


Figura 6.107 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 6

$u_{LS} = 0,791$  m/s e  $u_{GS} = 5,975$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)

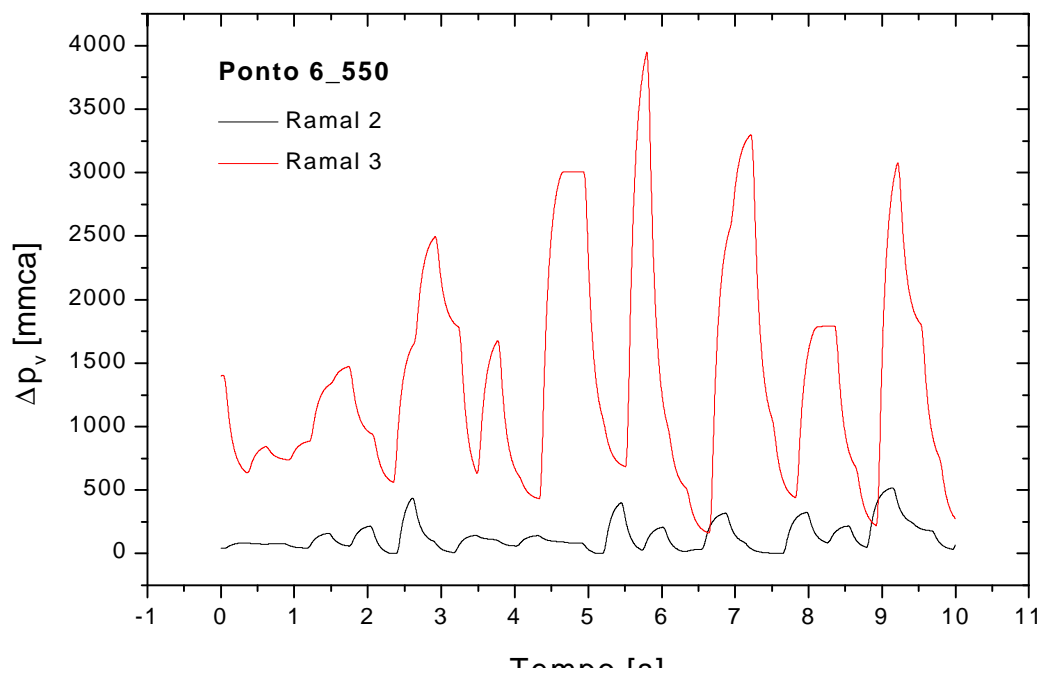


Figura 6.108 – Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 6

$u_{LS} = 0,791$  m/s e  $u_{GS} = 5,975$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)

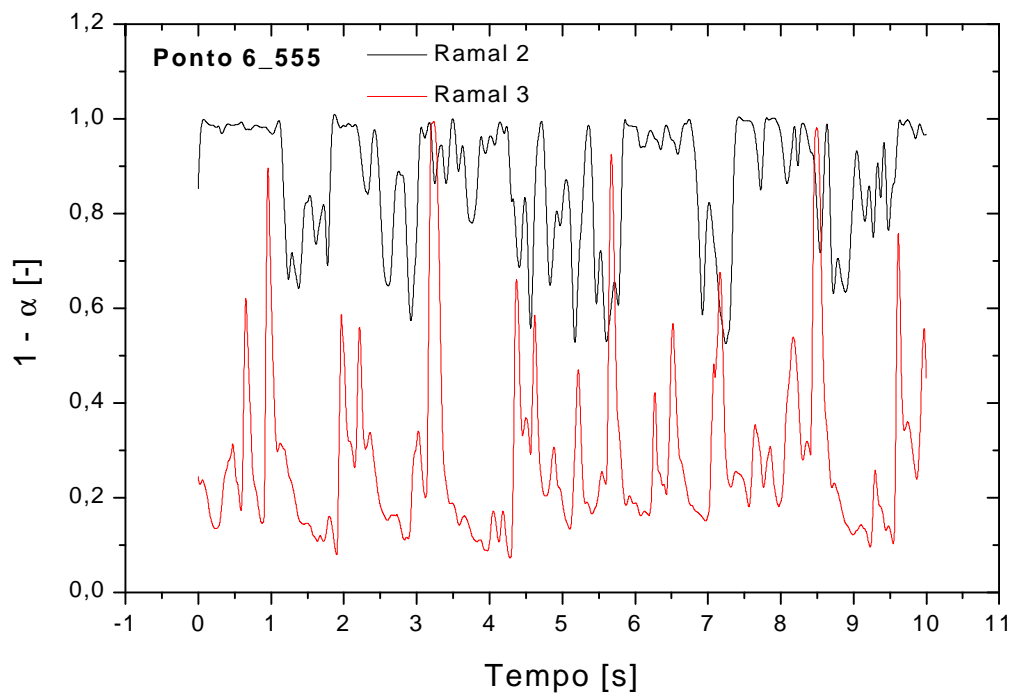


Figura 6.109 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 6

$u_{LS} = 0,781$  m/s e  $u_{GS} = 5,972$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)

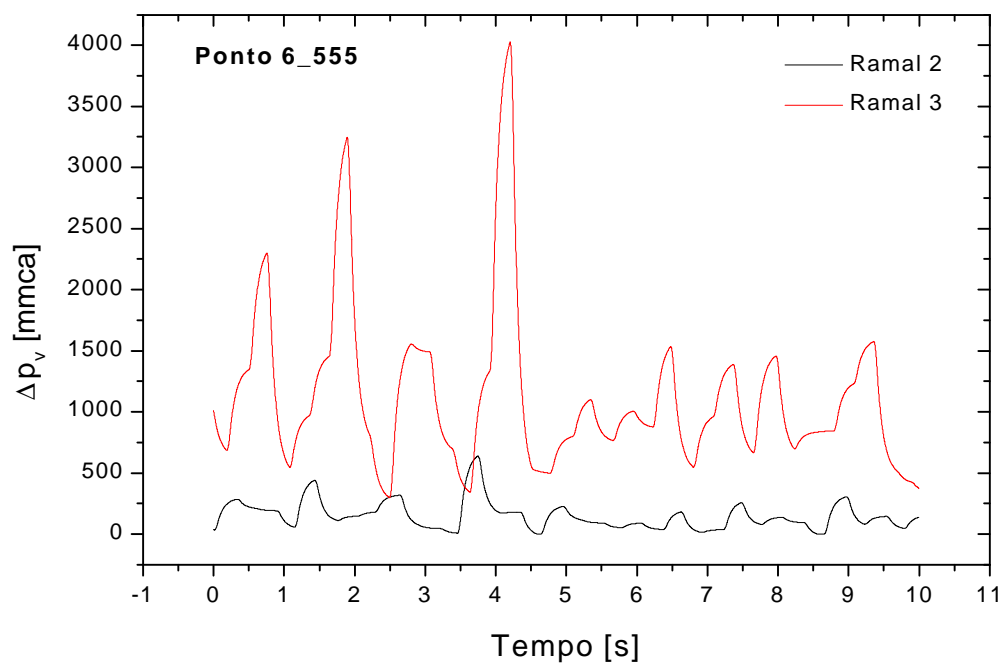


Figura 6.110 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 6

$u_{LS} = 0,781$  m/s e  $u_{GS} = 5,972$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)

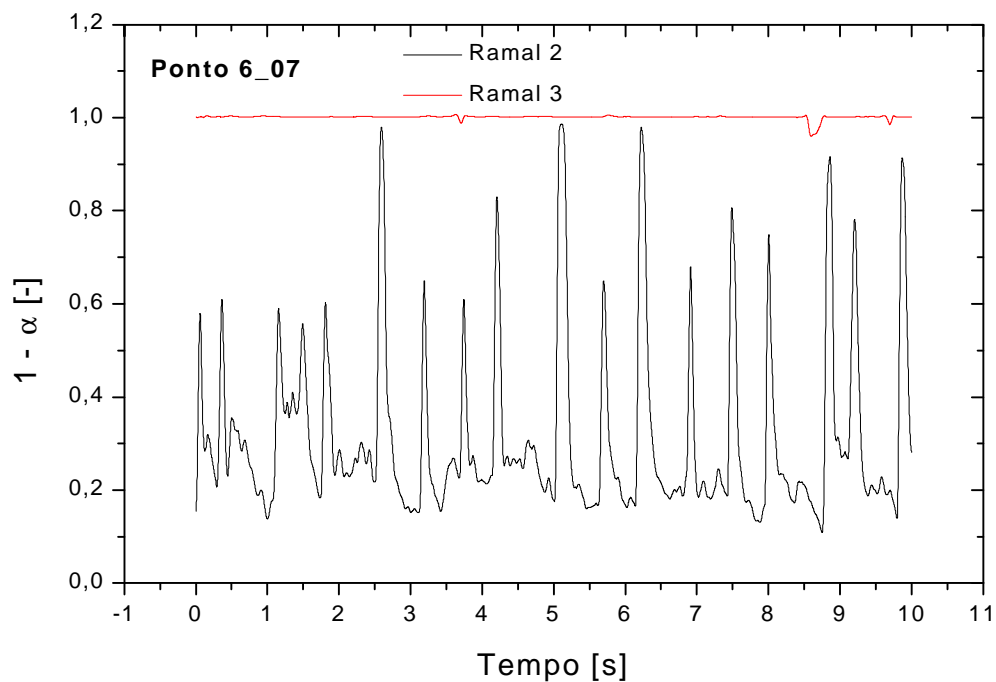


Figura 6.111 – Sinais de fração de líquido dos ramais de saída do tê, ponto 6

$u_{LS} = 0,769$  m/s e  $u_{GS} = 5,969$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)

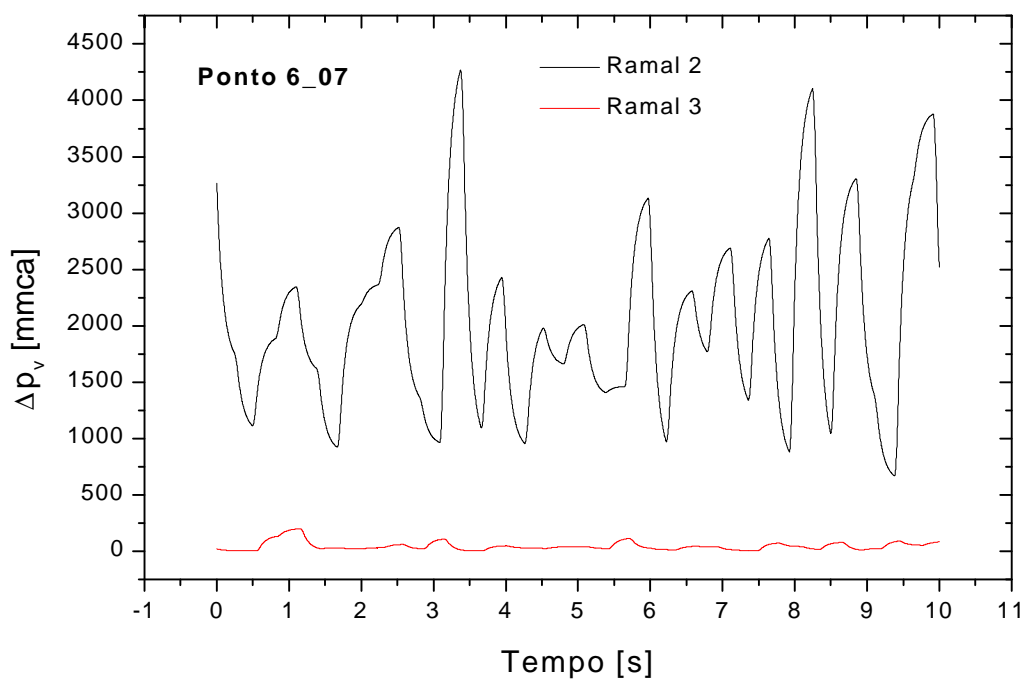


Figura 6.112 – Sinais de pressão diferencial dos venturis nos ramais do tê, ponto 6

$u_{LS} = 0,769$  m/s e  $u_{GS} = 5,969$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)



A Tabela 6.4 apresenta os valores médios calculados das frações de vazio, títulos e pressões diferenciais nos ramais principal e lateral. Estes valores foram utilizados para calcular as descargas em cada ramal, de acordo com o modelo descrito no item 3.4.

A Tabela 6.5 traz as descargas de cada fase no ramal de entrada, calculadas de acordo com as Eq.(4.26) e (4.27), e também as descargas determinadas através dos medidores de descarga bifásica nos ramais principal e lateral.

A Tabela 6.6 apresenta a descarga bifásica dada pela soma das descargas medidas nas linhas monofásicas  $M_1$  e as calculadas de acordo com a Eq.(4.28) para cada ramal,  $M_2$  e  $M_3$ . Na Tabela também são apresentadas as diferenças percentuais entre as descargas bifásicas dadas pela soma das descargas nas linhas monofásicas e a soma das descargas bifásicas calculadas para cada ramal de saída do tê,  $\Delta M$ . Observa-se que as maiores diferenças ocorreram no ponto 6, que corresponde à condição do escoamento na entrada do tê com a maior velocidade translacional, como mostrado na Tabela 6.2. No ponto 6 também ocorreram as maiores perturbações dos gráficos da fração de líquido e os maiores picos de pressão diferencial através dos venturis, como visto nas Figuras 6.103 a 6.110. Nos gráficos de  $\Delta p_v$  também pode ser observado que, em alguns instantes, os picos de pressão se aproximaram do fundo de escala do medidor de pressão diferenciais da SMAR de 5000 mmca.

A Tabela 6.7 apresenta as descargas bifásicas calculadas nos pontos de testes 2, 3, 4, 5, 6, 12 e 13 quando a válvula de controle no ramal lateral está completamente fechada, i.e.,  $VCR3 = 7,0$ . Através dos valores da Tabela 6.4 para as pressões diferenciais médias  $\Delta p_v$  para cada ponto e da Tabela 6.7, verifica-se que, a ocorrência de pequenas flutuações de pressão diferencial no venturi do ramal lateral, como discutido anteriormente, provoca o aparecimento de um valor de pressão diferencial diferente de zero, mesmo não ocorrendo escoamento efetivo pelo ramal lateral. Este fato faz com que ocorram erros da ordem de 150 kg/h para a maioria dos pontos com  $\Delta p_{v3}$  da ordem de 8 mmca. Para o ponto 6 com velocidades maiores das fases, o erro foi mais significativo de 850 kg/h pois a pressão diferencial  $\Delta p_{v3}$  foi da ordem de 60 mmca.

Tabela 6.4 – Valores médios das frações de vazio, títulos e pressões diferenciais nos venturis

Ponto	VCR2	VCR3	$a_2$ [-]	$Dp_{2v}$ [mmca]	$x_2$ [-]	$a_3$ [-]	$Dp_{3v}$ [mmca]	$x_3$ [-]
2	0,0	0,0	0,692	54,23	0,007349	0,905	24,54	0,017238
	4,0	0,0	0,935	6,52	0,092249	0,808	128,93	0,020212
	5,5	0,0	0,935	6,52	0,091489	0,808	128,93	0,0202
	5,5	5,0	0,859	8,33	0,041194	0,787	105,27	0,01461
	0,0	7,0	0,817	169,54	0,02542	0,661	3,91	0,00099
3	0,0	0,0	0,440	117,09	0,001441	0,690	50,93	0,002395
	4,0	0,0	0,413	100,45	0,001247	0,719	62,42	0,003262
	5,5	0,0	0,762	9,83	0,013941	0,647	248,91	0,00452
	5,5	5,0	0,631	14,82	0,004716	0,665	257,93	0,004827
	0,0	7,0	0,651	347,99	0,005431	0,523	4,00	0,000261
4	0,0	0,0	0,322	325,09	0,000759	0,623	130,55	0,001425
	4,0	0,0	0,234	256,11	0,00045	0,615	160,81	0,001513
	5,5	0,0	0,203	18,64	0,000372	0,528	723,01	0,002049
	5,5	5,0	0,100	28,06	0,000153	0,521	710,81	0,001886
	0,0	7,0	0,510	929,58	0,002215	0,402	4,82	8,92E-05
5	0,0	0,0	0,397	459,50	0,001145	0,768	124,36	0,003609
	4,0	0,0	0,330	1894,6	0,000794	0,769	166,39	0,004163
	5,5	0,0	0,123	44,49	0,000198	0,637	908,47	0,003824
	5,5	5,0	0,102	58,63	0,000163	0,646	877,59	0,003984
	0,0	7,0	0,605	1240,0	0,004167	0,679	12,44	0,000589
6	0,0	0,0	0,449	2086,1	0,001532	0,826	199,51	0,007146
	4,0	0,0	0,393	2075,8	0,00113	0,820	226,81	0,007158
	5,5	0,0	0,136	125,53	0,000238	0,727	1421,3	0,006967
	5,5	5,0	0,144	139,59	0,000264	0,737	1178,1	0,007766
	0,0	7,0	0,684	1963,0	0,008093	0,106	58,47	4,15E-05
12	0,0	0,0	0,442	103,56	0,001458	0,790	39,58	0,005115
	4,0	0,0	0,423	85,99	0,001308	0,795	42,46	0,005771
	5,5	0,0	0,681	14,22	0,006802	0,734	189,58	0,008178
	5,5	5,0	0,635	21,07	0,004837	0,748	167,22	0,008569
	0,0	7,0	0,737	254,59	0,010996	0,594	3,93	0,000489
13	0,0	0,0	0,645	60,50	0,00549	0,924	19,27	0,016692
	4,0	0,0	0,694	51,00	0,007431	0,914	27,59	0,019609
	5,5	0,0	0,886	6,26	0,051584	0,798	127,71	0,017336
	5,5	5,0	0,862	8,22	0,042078	0,803	115,15	0,017615
	0,0	7,0	0,794	139,52	0,019424	0,646	3,89	0,00093

Tabela 6.5 - Descargas das fases calculadas nos ramais de entrada (1) , principal (2) e lateral (3)

Ponto	VCR2	VCR3	$M_{Li}$ [kg/h]	$M_{GI}$ [kg/h]	$M_{L2}$ [kg/h]	$M_{G2}$ [kg/h]	$M_{L2}$ [kg/h]	$M_{G2}$ [kg/h]
2	0,0	0,0	658,91	4,9971	479,48	3,5499	170,82	11,4686
	4,0	0,0	663,59	4,9682	71,05	7,2204	575,62	13,4891
	5,5	0,0	663,59	4,9682	71,41	7,1912	575,64	13,4882
	5,5	5,0	659,34	5,0606	123,38	5,3008	550,84	10,0751
	0,0	7,0	664,08	5,0057	643,60	16,7871	135,13	0,7882
3	0,0	0,0	1354,16	5,0483	953,69	1,3761	465,57	3,4102
	4,0	0,0	1341,54	5,0573	903,89	1,1285	490,61	4,5673
	5,5	0,0	1345,06	5,1249	178,31	2,5210	1100,34	5,8176
	5,5	5,0	1343,80	5,2205	274,63	1,3014	1090,74	6,6291
	0,0	7,0	1346,47	5,1091	1293,32	7,0625	162,55	0,3826
4	0,0	0,0	2594,32	5,2456	1749,77	1,3283	824,67	3,6757
	4,0	0,0	2590,46	5,2062	1650,73	0,7429	925,31	3,9038
	5,5	0,0	2576,07	5,4788	454,35	0,1693	2173,29	5,3950
	5,5	5,0	2588,77	5,6533	592,26	0,0909	2172,75	5,2240
	0,0	7,0	2595,73	5,4729	2512,75	5,5775	199,98	0,2425
5	0,0	0,0	2560,09	12,3548	1960,36	2,2481	626,10	9,3764
	4,0	0,0	2565,95	12,5531	1894,65	1,5053	722,80	10,9471
	5,5	0,0	2591,47	13,7505	735,85	0,1461	2132,02	11,0104
	5,5	5,0	2559,11	13,9207	854,61	0,1393	2067,39	11,6890
	0,0	7,0	2574,55	13,8099	2601,15	10,8832	1,6789	234,35
6	0,0	0,0	2582,64	26,7534	2086,13	3,2010	679,48	19,9274
	4,0	0,0	2582,64	26,5493	2075,81	2,3479	735,83	20,2876
	5,5	0,0	2572,99	32,5818	1226,47	0,2922	2322,55	24,9030
	5,5	5,0	2538,95	34,7914	1287,79	0,3400	2052,06	26,1443
	0,0	7,0	2502,71	35,6859	2916,19	23,7918	851,46	0,1574
12	0,0	0,0	993,32	11,7658	894,43	1,3061	334,53	6,3258
	4,0	0,0	988,52	11,8317	829,39	1,0864	342,64	6,8099
	5,5	0,0	986,10	11,8999	249,74	1,7105	830,77	8,9239
	5,5	5,0	983,68	11,8977	325,73	1,5831	757,70	9,3779
	0,0	7,0	983,19	11,9083	956,63	10,6356	148,38	0,5458
13	0,0	0,0	650,98	7,2473	536,40	2,9612	133,66	11,4247
	4,0	0,0	653,35	7,2451	463,25	3,4682	171,84	12,7717
	5,5	0,0	652,15	7,2310	95,59	5,1992	589,25	12,1737
	5,5	5,0	650,98	7,3644	121,25	5,3261	551,47	12,1576
	0,0	7,0	652,72	7,2402	621,95	12,3201	137,69	0,7188

Tabela 6.6 - Descargas bifásicas calculadas nos ramais de entrada (1) , principal (2) e lateral (3)

Ponto	VCR2	VCR3	$M_1$ [kg/h]	$M_2$ [kg/h]	$M_3$ [kg/h]	$M_2 + M_3$ [kg/h]	DM [%]
2	0,0	0,0	663,91	483,03	182,29	665,32	0,21
	4,0	0,0	668,56	78,27	589,11	667,38	-0,18
	5,5	0,0	668,56	78,60	589,13	667,73	-0,12
	5,5	5,0	664,40	128,68	560,92	689,60	3,79
3	0,0	0,0	1359,21	955,07	468,98	1424,05	4,77
	4,0	0,0	1346,60	905,02	495,18	1400,20	3,98
	5,5	0,0	1350,18	180,83	1106,16	1286,99	-4,68
	5,5	5,0	1349,02	275,93	1097,37	1373,30	1,80
4	0,0	0,0	2599,57	1751,10	828,35	2579,44	-0,77
	4,0	0,0	2595,67	1651,47	929,21	2580,69	-0,58
	5,5	0,0	2581,55	454,52	2178,69	2633,20	2,00
	5,5	5,0	2594,42	592,35	2177,97	2770,32	6,78
5	0,0	0,0	2572,44	1962,61	635,48	2598,08	1,00
	4,0	0,0	2578,50	1896,16	733,75	2629,90	1,99
	5,5	0,0	2605,22	736,00	2143,03	2879,03	10,51
	5,5	5,0	2573,03	854,75	2079,08	2933,83	14,02
6	0,0	0,0	2609,39	2089,33	699,41	2788,74	6,87
	4,0	0,0	2609,19	2078,16	756,12	2834,28	8,63
	5,5	0,0	2605,57	1226,76	2347,45	3574,22	37,18
	5,5	5,0	2573,74	1288,13	2078,20	3366,33	30,80
12	0,0	0,0	1005,09	895,74	340,86	1236,59	23,03
	4,0	0,0	1000,35	830,48	349,45	1179,93	17,95
	5,5	0,0	998,00	251,45	839,69	1091,14	9,33
	5,5	5,0	995,58	327,31	767,08	1094,39	9,93
13	0,0	0,0	658,23	539,36	145,08	684,45	3,98
	4,0	0,0	660,60	466,72	184,61	651,33	-1,40
	5,5	0,0	659,38	100,79	601,42	702,21	6,50
	5,5	5,0	658,34	126,58	563,63	690,20	4,84

Tabela 6.7 - Descargas bifásicas calculadas nos ramais quando VCR3 está toda fechada

Ponto	VCR2	VCR3	$M_1$ [kg/h]	$M_2$ [kg/h]	$M_3$ [kg/h]	$M_2 + M_3$ [kg/h]	$DM$ [%]
2	0,0	7,0	669,09	660,39	135,92	796,31	19,01
3	0,0	7,0	1351,58	1300,38	162,93	1463,32	8,27
4	0,0	7,0	2601,20	2518,33	200,22	2718,55	4,51
5	0,0	7,0	2588,36	2612,03	236,03	2848,06	10,03
6	0,0	7,0	2538,40	2939,98	851,62	3791,60	49,37
12	0,0	7,0	995,10	967,27	148,93	1116,19	12,17
13	0,0	7,0	659,96	634,27	138,41	772,68	17,08

A Figura 6.113 apresenta uma comparação entre as descargas bifásicas no ramal de entrada e a soma das descargas bifásicas nos ramais (2) e (3). Observa-se uma razoável concordância dos dados a menos dos pontos indicados (\*\*\*) e que se referem aos destacados na Tabela 6.6.

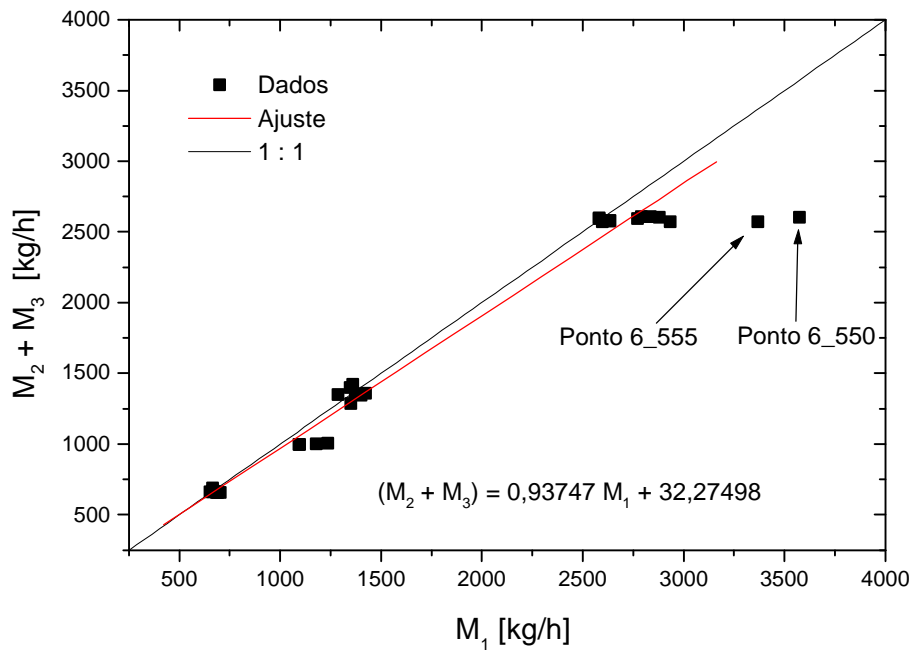


Figura 6.113 – Comparação da descarga medida no ramal de entrada (1) com a soma das descargas calculadas nos ramais principal (2) e lateral (3)

\*\* A notação utilizada nas Figuras para identificar os pontos de teste e a condição de abertura das válvulas de controle é o seguinte: identificação da condição do escoamento na entrada do tê (Ponto 2, 3, 4 ...), abertura de VCR2 seguida da condição de VCR3.

A Tabela 6.8 apresenta a soma das descargas de líquido e de gás calculadas em cada ramal de saída (2) e (3).

Tabela 6.8 - Soma das descargas de líquido e de gás em cada ramal de saída

Ponto	VCR2	VCR3	$M_{L2} + M_{L3}$ [kg/h]	$DM_L$ [%]	$M_{G2} + M_{G3}$ [kg/h]	$DM_G$ [%]
2	0,0	0,0	650,30	-1,31	15,0185	200,54
	4,0	0,0	646,67	-2,55	20,7095	316,84
	5,5	0,0	647,05	-2,49	20,6793	316,24
	5,5	5,0	674,22	2,26	15,3759	203,84
3	0,0	0,0	1419,26	4,81	4,7863	-5,19
	4,0	0,0	1394,50	3,95	5,6958	12,62
	5,5	0,0	1278,65	-4,94	8,3386	62,71
	5,5	5,0	1365,37	1,61	7,9305	51,91
4	0,0	0,0	2574,44	-0,77	5,0039	-4,61
	4,0	0,0	2576,04	-0,56	4,6467	-10,75
	5,5	0,0	2627,64	2,00	5,5643	1,56
	5,5	5,0	2765,01	6,81	5,3149	-5,99
5	0,0	0,0	2586,46	1,03	11,6245	-5,91
	4,0	0,0	2617,45	2,01	12,4524	-0,80
	5,5	0,0	2867,87	10,67	11,1565	-18,86
	5,5	5,0	2922,00	14,18	11,8283	-15,03
6	0,0	0,0	2765,61	7,08	23,1284	-13,55
	4,0	0,0	2811,64	8,87	22,6355	-14,74
	5,5	0,0	3549,02	37,93	25,1952	-22,67
	5,5	5,0	3339,85	31,54	26,4843	-23,88
12	0,0	0,0	1228,96	23,72	7,6318	-35,14
	4,0	0,0	1172,03	18,56	7,8963	-33,26
	5,5	0,0	1080,51	9,57	10,6343	-10,63
	5,5	5,0	1083,43	10,14	10,9610	-7,87
13	0,0	0,0	670,06	2,93	14,3860	98,50
	4,0	0,0	635,09	-2,79	16,2399	124,15
	5,5	0,0	684,84	5,01	17,3728	140,25
	5,5	5,0	672,72	3,34	17,4837	137,41

Na Tabela 6.8, devido à alta densidade da fase líquida, as diferenças percentuais das descargas de líquido são muito próximas das calculadas para a mistura bifásica, apresentadas na Tabela 6.6, porém, o mesmo não ocorre para as descargas da fase gasosa que possui densidade cerca de 1000 vezes menor do que a da fase líquida. Neste sentido, vale dizer que pequenos erros do título calculado empiricamente através da correlação de Chisholm (1983), Eq.(3.49) e (3.50), pode provocar erros significativos no cálculo da descarga de gás.

Outra fonte de erro é devido à metodologia de correção da descarga de gás apresentada no item 3.4.3. O fator de correção é calculado a partir de uma correlação empírica mostrada na Figura 3.103, em função da razão das vazões de gás e de líquido  $Q_G/Q_L$  (ou da razão entre as velocidades superficiais  $u_{GS}/u_{LS}$  das fases líquida e gasosa), calculadas numa primeira etapa a partir dos valores iniciais da descarga bifásica, do título e da densidade das fases, Eq.(3.66). Portanto, existe um erro inicial embutido no fator de correção da descarga de gás que, como pode ser observado na Figura 3.103, é mais significativo para escoamentos com menos gás.

Na Tabela 6.8 verifica-se que as maiores diferenças de cálculo da descarga de gás nos ramais de saída ocorrem nos pontos de teste 2 e 13. Como se pode observar na Figura 6.1, estes pontos estão bem próximos da região de transição do padrão de escoamento e ocorre o fenômeno da "inundação" discutido no item 3.4.4, como pode ser visto nas Figuras 6.85, 6.87 e 6.89.

A Figura 6.114 apresenta uma comparação entre as descargas de gás no ramal de entrada (1) e a soma das descargas de gás nos ramais (2) e (3). Observa-se que as maiores diferenças das descargas de gás ocorreram nos experimentos nos pontos de teste 2 e 13 destacados na Tabela 6.8, mas que, de um modo geral, houve uma concordância dos dados com tendência de subestimar a descarga de gás nos ramais.

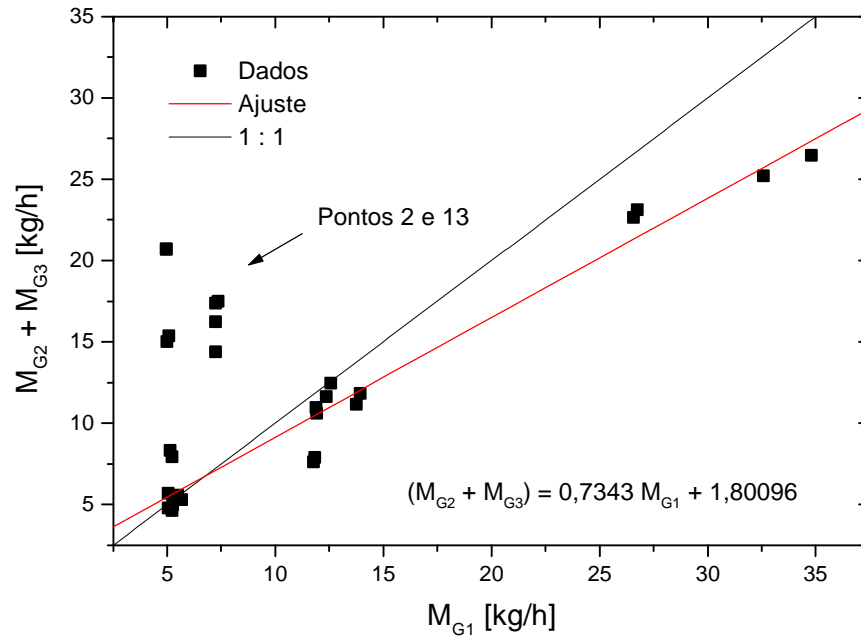


Figura 6.114 – Comparação da descarga medida no ramal de entrada (1) com a soma das descargas calculadas nos ramais principal (2) e lateral (3)

A Tabela 6.9 apresenta as frações de desvio do escoamento em cada ramal de saída que, como apresentado no item 4.3.3-a, foram calculadas de acordo com as Eqs. (4.29) a (4.34).



Tabela 6.9 - Frações de desvio totais e de cada fase para cada ramal

Ponto	VCR2	VCR3	$F_{I2}$ [-]	$F_{I3}$ [-]	$(F_{I2})_L$ [-]	$(F_{I2})_G$ [-]	$(F_{I3})_L$ [-]	$(F_{I3})_G$ [-]
2	0,0	0,0	0,728	0,275	0,728	0,710	0,259	2,295
	4,0	0,0	0,117	0,881	0,107	1,453	0,867	2,715
	5,5	0,0	0,118	0,881	0,108	1,447	0,867	2,715
	5,5	5,0	0,194	0,844	0,187	1,047	0,835	1,991
3	0,0	0,0	0,703	0,345	0,704	0,273	0,344	0,676
	4,0	0,0	0,672	0,368	0,674	0,223	0,366	0,903
	5,5	0,0	0,134	0,819	0,133	0,492	0,818	1,135
	5,5	5,0	0,205	0,813	0,204	0,249	0,812	1,270
4	0,0	0,0	0,674	0,319	0,674	0,253	0,318	0,701
	4,0	0,0	0,636	0,358	0,637	0,143	0,357	0,750
	5,5	0,0	0,176	0,844	0,176	0,031	0,844	0,985
	5,5	5,0	0,228	0,839	0,229	0,016	0,839	0,924
5	0,0	0,0	0,763	0,247	0,766	0,182	0,245	0,759
	4,0	0,0	0,735	0,285	0,738	0,120	0,282	0,872
	5,5	0,0	0,283	0,823	0,284	0,011	0,823	0,801
	5,5	5,0	0,332	0,808	0,334	0,010	0,808	0,840
6	0,0	0,0	0,801	0,268	0,808	0,120	0,263	0,745
	4,0	0,0	0,796	0,290	0,804	0,088	0,285	0,764
	5,5	0,0	0,471	0,901	0,477	0,009	0,903	0,764
	5,5	5,0	0,500	0,807	0,507	0,010	0,808	0,751
12	0,0	0,0	0,891	0,339	0,900	0,111	0,337	0,538
	4,0	0,0	0,830	0,349	0,839	0,092	0,347	0,576
	5,5	0,0	0,252	0,841	0,253	0,144	0,842	0,750
	5,5	5,0	0,329	0,770	0,331	0,133	0,770	0,788
13	0,0	0,0	0,819	0,220	0,824	0,409	0,205	1,576
	4,0	0,0	0,707	0,279	0,709	0,479	0,263	1,763
	5,5	0,0	0,153	0,912	0,147	0,719	0,904	1,684
	5,5	5,0	0,192	0,856	0,186	0,723	0,847	1,651

A Tabela 6.10 apresenta a soma dos valores da fração de desvio total, de líquido e de gás de cada ramal para que possam ser comparadas com as relações apresentadas nas Eq.(4.38) a (4.40).

Tabela 6.10 - Soma das frações de desvio calculadas para cada ramal

Ponto	VCR2	VCR3	$F_{I2} [-] + F_{I3} [-]$	$(F_{I2})_L + (F_{I3})_L [-]$	$(F_{I2})_G + (F_{I3})_G [-]$
2	0,0	0,0	1,002	0,987	3,005
	4,0	0,0	0,998	0,975	4,168
	5,5	0,0	0,999	0,975	4,162
	5,5	5,0	1,038	1,023	3,038
3	0,0	0,0	1,048	1,048	0,948
	4,0	0,0	1,040	1,039	1,126
	5,5	0,0	0,953	0,951	1,627
	5,5	5,0	1,018	1,016	1,519
4	0,0	0,0	0,992	0,992	0,954
	4,0	0,0	0,994	0,994	0,893
	5,5	0,0	1,020	1,020	1,016
	5,5	5,0	1,068	1,068	0,940
5	0,0	0,0	1,010	1,010	0,941
	4,0	0,0	1,020	1,020	0,992
	5,5	0,0	1,105	1,107	0,811
	5,5	5,0	1,140	1,142	0,850
6	0,0	0,0	1,069	1,071	0,865
	4,0	0,0	1,086	1,089	0,853
	5,5	0,0	1,372	1,379	0,773
	5,5	5,0	1,308	1,315	0,761
12	0,0	0,0	1,230	1,237	0,649
	4,0	0,0	1,180	1,186	0,667
	5,5	0,0	1,093	1,096	0,894
	5,5	5,0	1,099	1,101	0,921
13	0,0	0,0	1,040	1,029	1,985
	4,0	0,0	0,986	0,972	2,241
	5,5	0,0	1,065	1,050	2,403
	5,5	5,0	1,048	1,033	2,374

Na Tabela 6.10 verifica-se que a soma das frações de desvio das descargas da mistura bifásica e da fase líquida concordam muito bem com as relações, permanecendo em todos os pontos próximo da unidade; para a fase gasosa, porém, ocorreram desvios devido às grandes diferenças percentuais das descargas de gás observadas na Tabela 6.8.

A Figura 6.115 apresenta o gráfico da fração de desvio de gás versus a fração de desvio de líquido para o ramal lateral, para os pontos 3, 4, 5, 6 e 12. Observa-se que em nenhum dos testes houve um desvio igual para ambas as fases; assim, enquanto a fração de desvio da fase líquida  $(F_{13})_L$  aumentou, a fração de desvio da fase gasosa  $(F_{13})_G$  permaneceu quase constante.

Pode-se dizer, portanto, que uma característica importante do escoamento pistonado em tês é uma forte separação das fases, com o líquido escoando preferivelmente pelo ramal principal e o gás pelo ramal lateral.

Na Figura 6.115 pode ser verificada uma falta de pontos na região central da faixa de valores da fração de desvio da fase líquida  $(F_{13})_L$  devido à dificuldade do ajuste das válvulas de controle, cuja área interna da seção de passagem do fluido não varia proporcionalmente ao número de voltas do volante. Como pode ser visto nas Tabelas mostradas anteriormente, o número de voltas do volante de VR2 que provocou o deslocamento dos pontos da esquerda para a direita nos gráficos da Figura 6.115 é de apenas 1 volta, isto é, de 4,0 para 5,0.

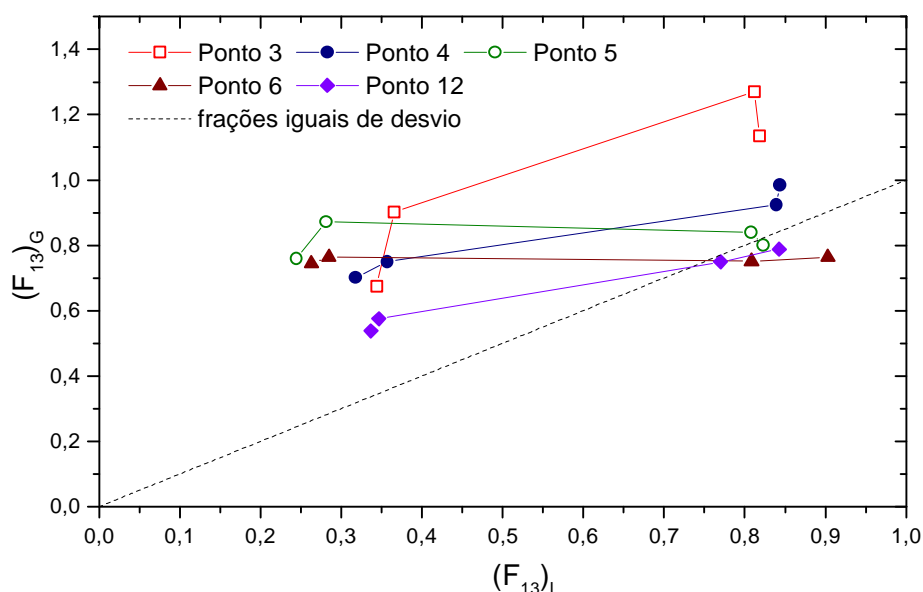


Figura 6.115 - Comparação da descarga de gás no ramal de entrada (1) com a soma das descargas de gás calculadas nos ramos principal e lateral

A Figura 6.116 apresenta a comparação dos valores das frações de desvio da mistura bifásica  $F_{13}$ , determinados experimentalmente no eixo das abscissas e, teoricamente, no eixo das ordenadas. Neste caso, o cálculo da descarga bifásica foi efetuado segundo o modelo de Taitel e Barnea (1990) para cálculo dos parâmetros do escoamento pistonado horizontal. Como discutido no item 6.2.3, não foi possível calcular tais parâmetros em todos os pontos devido aos problemas de convergência do programa computacional do modelo. Os dados são para os pontos 2, 3, 4, 5, 6, 12 e 13 com duas condições de abertura das válvulas:  $VCR2 = 0,0$  e  $VCR3 = 0,0$  e  $VCR2 = 4,0$  e  $VCR3 = 0,0$ . Na figura verifica-se uma boa concordância dos dados em relação à reta de 1:1, porém, vale observar que a faixa de  $F_{13}$  foi bastante estreita entre 0,20 e 0,38.

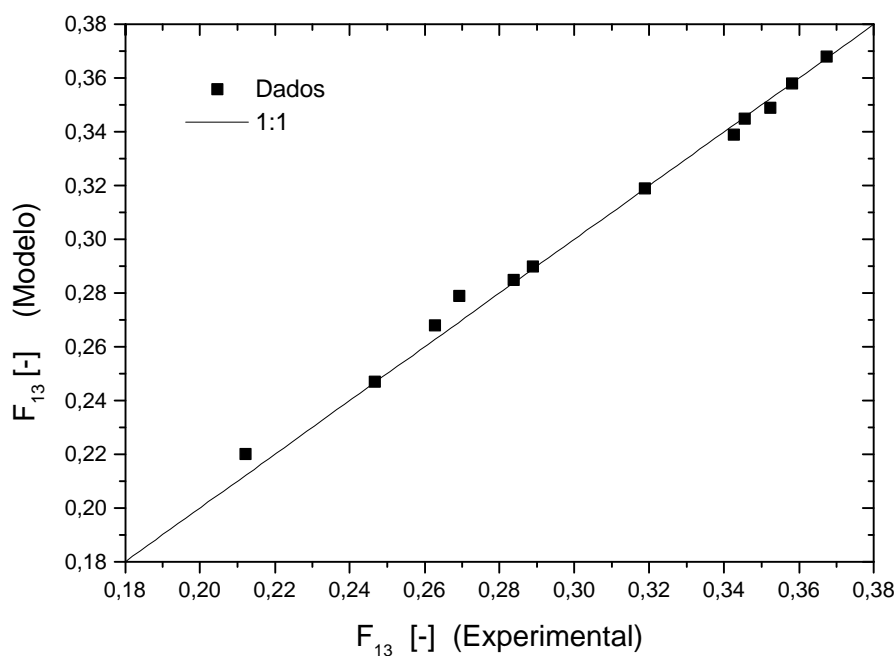


Figura 6.116 - Comparação das frações bifásicas desviadas para o ramal lateral teórica e experimental

Para os mesmos casos da Figura 6.116, a Figura 6.117 apresenta a razão do título do ramal lateral pelo do ramal principal, determinado experimentalmente no eixo das abscissas e, teoricamente, no eixo das ordenadas. Na Figura 6.116 é verificada uma certa concordância dos pontos a menos daqueles destacados e que se referem ao ponto de teste 13 com  $VCR2 = 0,0$  e  $VCR3 = 0,0$  e com  $VCR2 = 4,0$  e  $VCR3 = 0,0$ . Nestes experimentos, como discutido no

parágrafos anteriores, ocorreram problemas de cálculo da descarga de gás com o medidor de descarga bifásica.

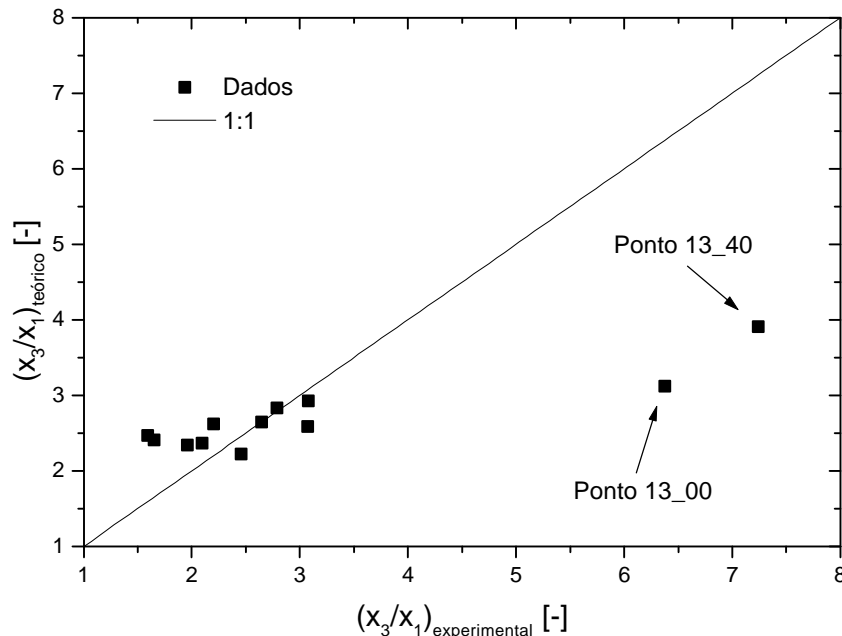


Figura 6.117 – Comparação da razão de títulos teórica e experimental

A Figura 6.118 apresenta a comparação entre os valores calculados utilizando o modelo de Taitel e Barnea (1990) e o modelo de Cook e Behnia (1997), como apresentado no item 6.2.3. Como foi discutido anteriormente, nos pontos em que o programa para o modelo de Cook e Behnia (1997) convergiu, os perfis das bolhas alongadas foram calculados mais próximos dos experimentais do que os resultados do modelo de Taitel e Barnea (1990). Porém, a Figura 6.118 indica que entre os modelos, a distribuição das fases foi calculada com os resultados do modelo de Cook e Behnia sempre inferiores aos do modelo de Taitel e Barnea, porém, sem uma significativa alteração dos resultados.

Na Figura 6.118 os pontos mais deslocados são referentes aos testes no ponto 12 com  $VCR2 = 0,0$  e  $VCR3 = 0,0$ , e com  $VCR2 = 4,0$  e  $VCR3 = 0,0$ . Uma provável causa deste deslocamento são os erros de cálculo das descargas de líquido, de 23% e 18%, destacados na Tabela 6.8.

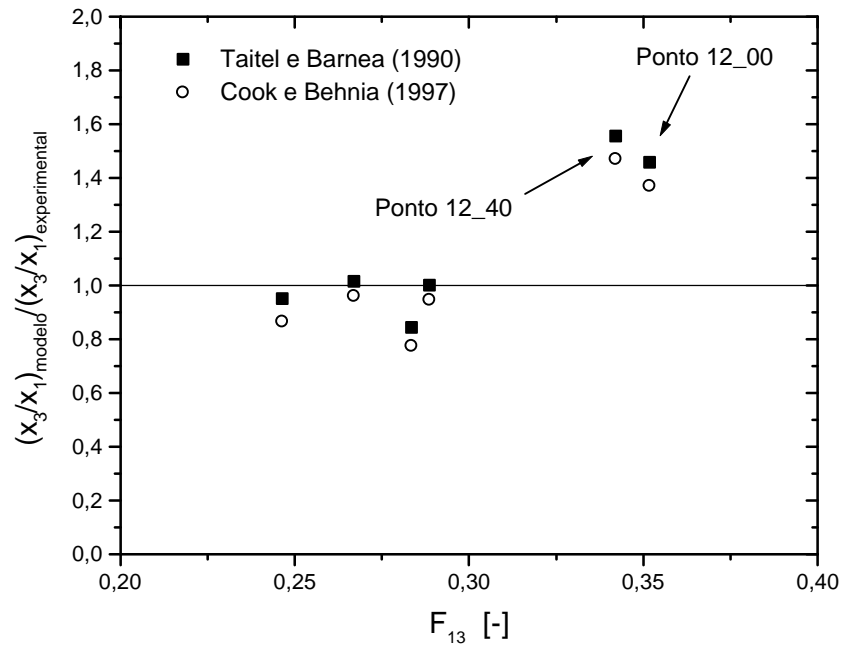


Figura 6.118 – Comparação dos razões de títulos teórica pela experimental versus a fração de desvio da mistura no ramal lateral (3)

### 6.3.2 Pressões diferenciais entre os ramais de entrada e de saída do tê

Foram observadas grandes oscilações das pressões diferenciais entre o ramal de entrada e os ramais de saída do tê. Para auxiliar na análise da dinâmica do fenômeno são apresentados gráficos gerados a partir dos sinais adquiridos da pressão diferencial  $\Delta p_{12}$  e  $\Delta p_{13}$  entre os ramais do tê, como mostrado na Figura 6.119. As Figuras 6.120 a 6.134 são para os pontos de teste 2, 4 e 6 da Figura 6.1.

Na Figura 6.119 são novamente indicadas as localizações de cada tomada de pressão nos três ramais do tê e a posição do medidor de espessura da camada de líquido.

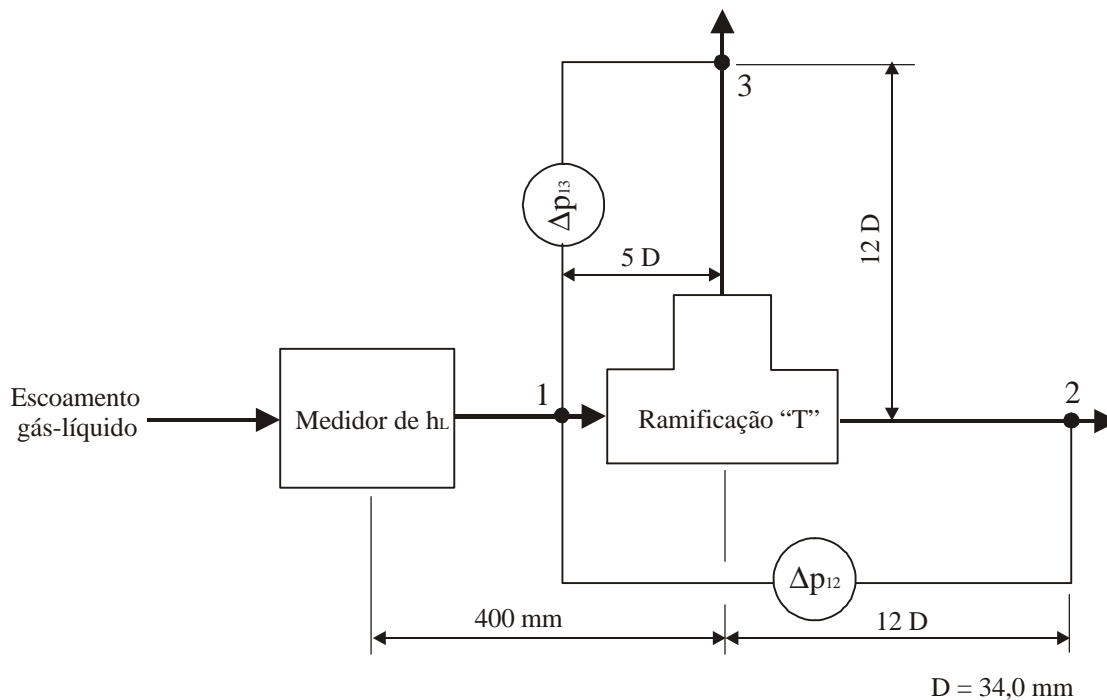


Figura 6.119 - Localização das tomadas de pressão e do medidor de espessura da camada de líquido  $h_L$  no tê

Nas Figuras 6.120 a 6.134 além dos sinais de pressão diferencial  $\Delta p_{12}$  e  $\Delta p_{13}$  (linhas vermelha e azul, respectivamente), são apresentados também os sinais adquiridos do medidor de espessura da camada de líquido  $h_L$  (linha preta), para indicar o instante da passagem dos pistões de líquido e das bolhas alongadas que atingem a região do tê.

As Figuras 6.120 a 6.123 apresentam os gráficos do ponto de teste 2. As figuras mostram que a passagem dos pistões provoca perturbações nos sinais de  $\Delta p_{12}$  e  $\Delta p_{13}$  em forma de picos e vales. Enquanto em  $\Delta p_{12}$  ocorre um vale simultaneamente ocorre um pico em  $\Delta p_{13}$ . O vale em  $\Delta p_{12}$  é devido à desaceleração do pistão de líquido ao entrar pelo ramal principal o que provoca uma recuperação da pressão, por outro lado,  $\Delta p_{13}$  está associado às perdas devido ao desvio e passagem do pistão pelo tê. Através das Figuras 6.120, 6.121 e 6.122 pode-se observar que a intensidade dos picos e vales aumenta quando a válvula VCR2 é fechada, o que provoca um aumento da taxa de desvio das fases para o ramal lateral.

Nas Figuras 6.122 e 6.123 para os testes em que a válvula de controle no ramal 2 está quase fechada, com  $VCR2 = 5,5$ , verifica-se, através dos sinais de  $h_L$ , que ocorre um retorno do líquido da região do tê até o medidor de  $h_L$ , localizado a 400 mm da entrada do tê, caracterizando com clareza o fenômeno de retorno do líquido dos ramos, principalmente do ramal principal, para a região de entrada do tê. No ponto 2 foi possível visualizar este fenômeno devido ao intervalo de tempo suficientemente elevado, de 10 segundos, entre a passagem dos pistões. Também se observa que o fechamento da válvula de controle VCR3 causa uma redução da intensidade dos picos e vales de pressão, o que se justifica devido à redução da taxa de desvio das fases pelo ramal lateral.

Na Figura 6.124, quando a válvula de controle do ramal lateral está completamente fechada, isto é,  $VCR3 = 7,0$ , verifica-se que, diferentemente do ocorrido quando há escoamento efetivo pelo ramal lateral do tê, mostrado nas figuras anteriores, ocorrem picos de pressão em ambos os sinais de pressão diferencial  $\Delta p_{12}$  e  $\Delta p_{13}$ .

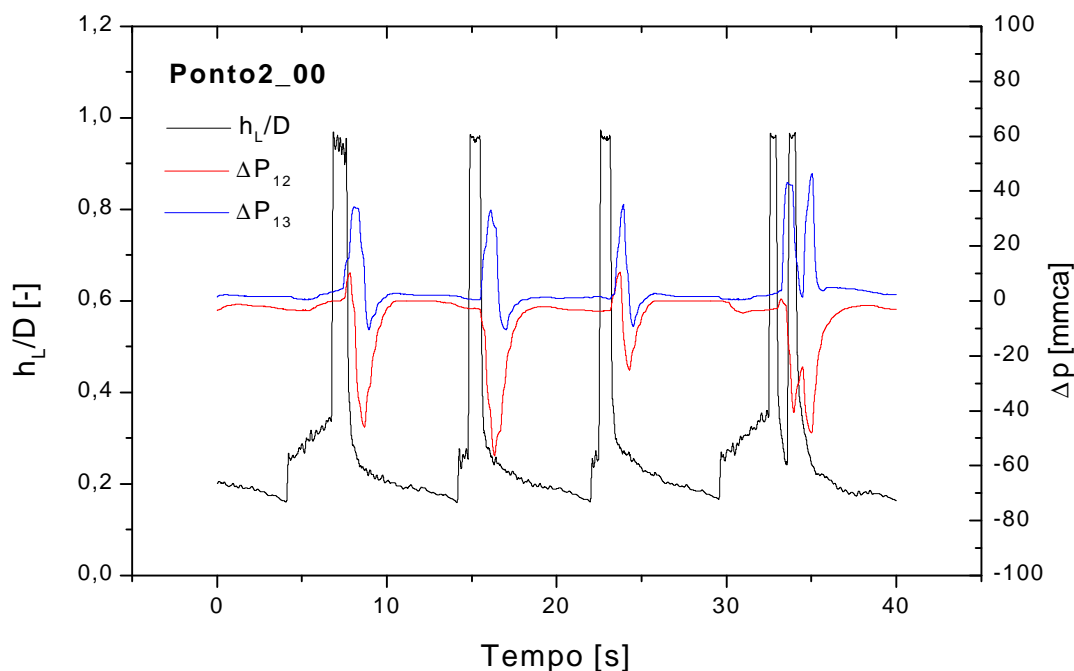


Figura 6.120 – Sinais de pressão diferencial através dos ramos do tê, ponto 2

$$u_{LS} = 0,202 \text{ m/s e } u_{GS} = 1,377 \text{ m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0)}$$



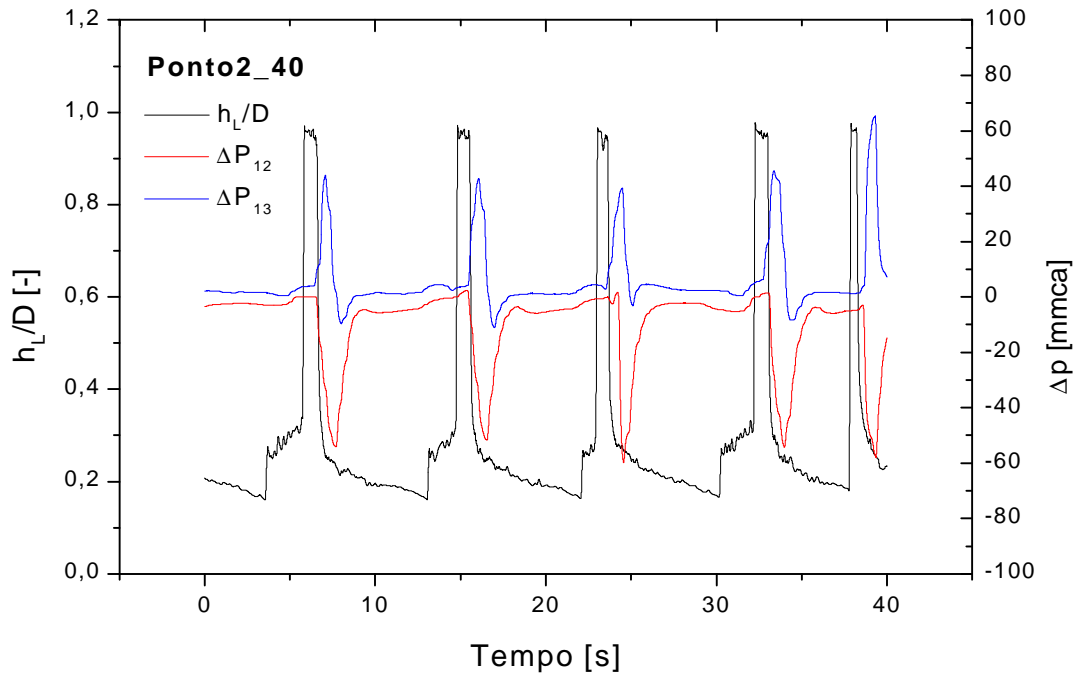


Figura 6.121 – Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 2

$u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)

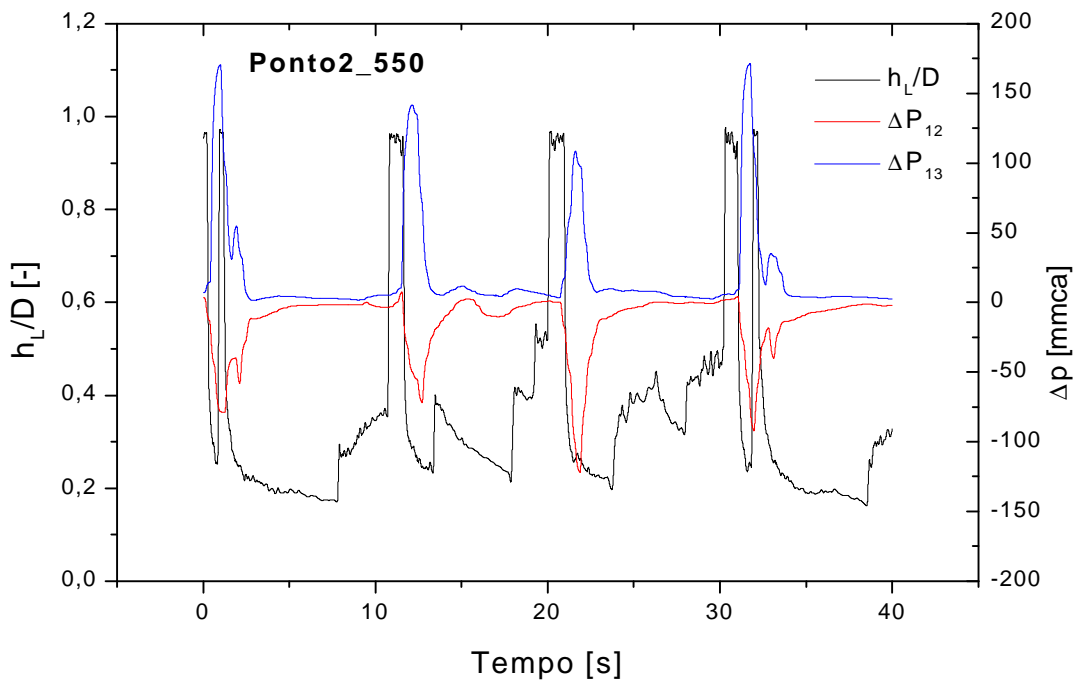


Figura 6.122 – Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 2

$u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)

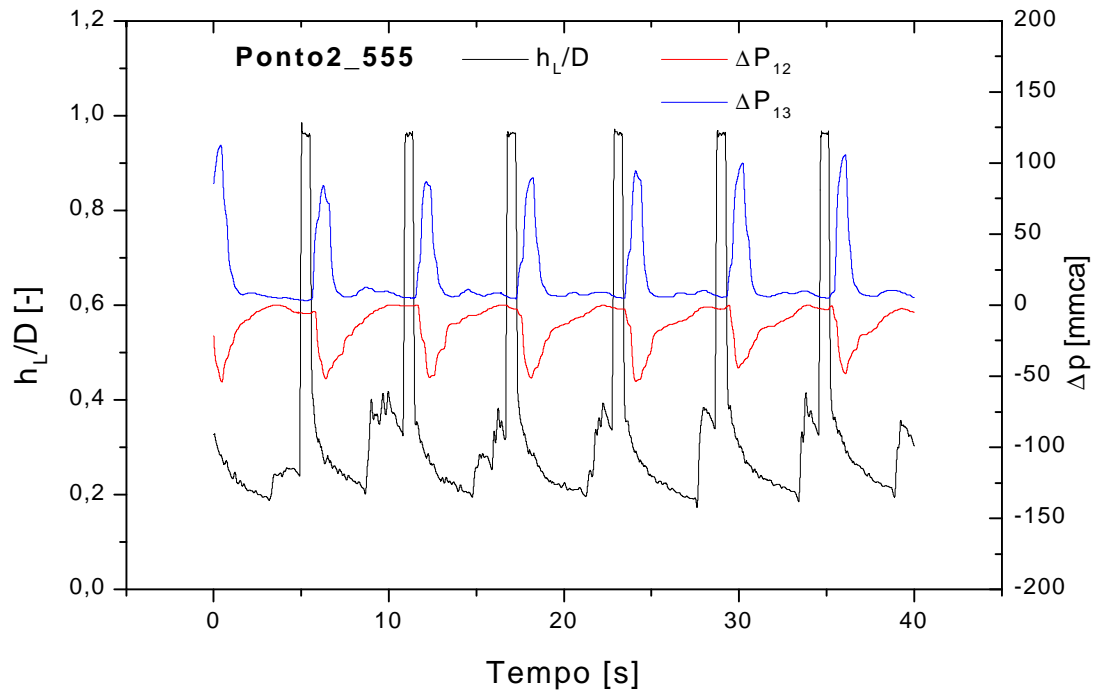


Figura 6.123 – Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 2

$u_{LS} = 0,202$  m/s e  $u_{GS} = 1,383$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)

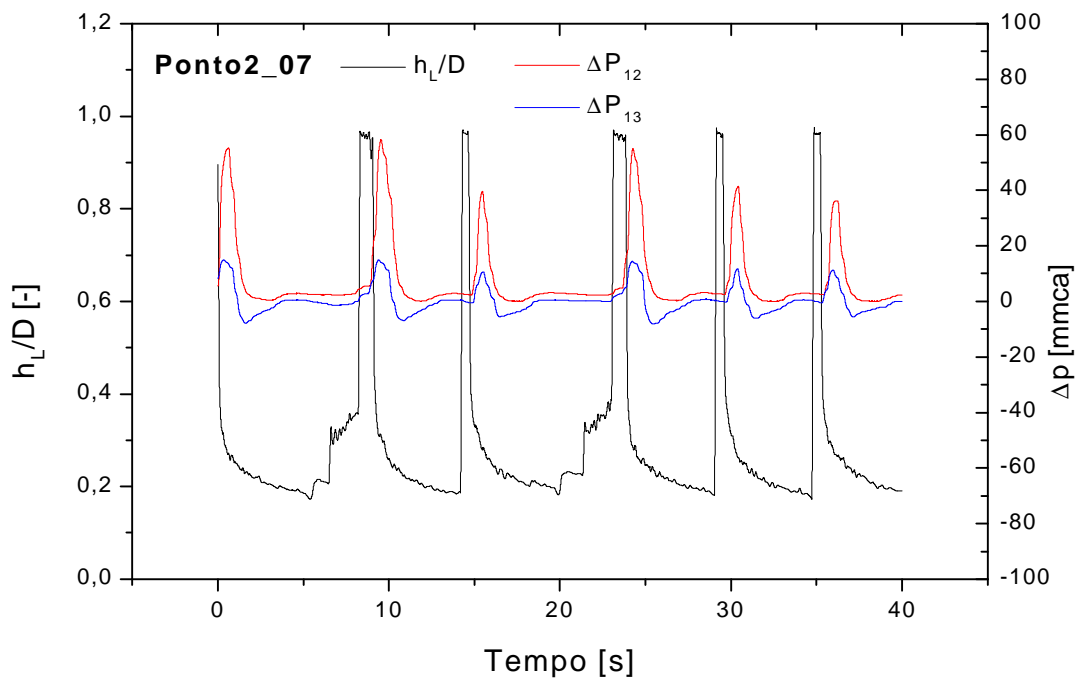


Figura 6.124 – Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 2

$u_{LS} = 0,204$  m/s e  $u_{GS} = 1,383$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)

As Figuras 6.125 a 6.128 apresentam os gráficos de  $\Delta p_{12}$  e  $\Delta p_{13}$  e  $h_L$  para o ponto de teste 4. Observa-se que, diferentemente do ocorrido nos testes para as condições de escoamento 2, as pressões diferenciais oscilam em torno de uma média positiva para  $\Delta p_{13}$ , e negativa para  $\Delta p_{12}$ . Porém, da mesma forma que nos testes do ponto 2, o fechamento da válvula VCR2 provoca um aumento da intensidade da média e dos picos e vales dos sinais de pressão diferencial, como pode ser observado nas Figuras 6.125 a 6.127. Nestes gráficos não foi possível visualizar a presença do retorno do líquido para a região de entrada do tê, devido às velocidades mais altas do escoamento das fases do que para o ponto 2 e, também, devido ao aumento da frequência de passagem dos pistões de líquido.

Na Figura 6.129, para quando a válvula de controle do ramal lateral está completamente fechada, i.e., VCR3 = 7,0, observa-se, da mesma forma que na Figura 6.124, a presença de oscilações nos sinais de  $\Delta p_{13}$ .

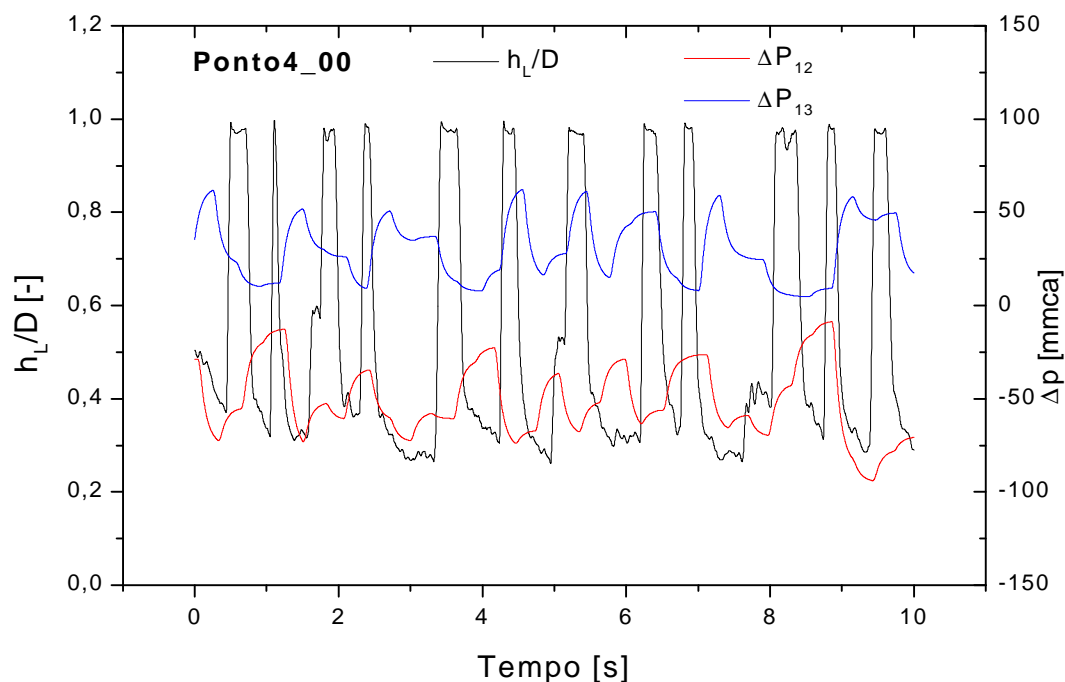


Figura 6.125 – Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 4

$$u_{LS} = 0,796 \text{ m/s e } u_{GS} = 1,380 \text{ m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)}$$

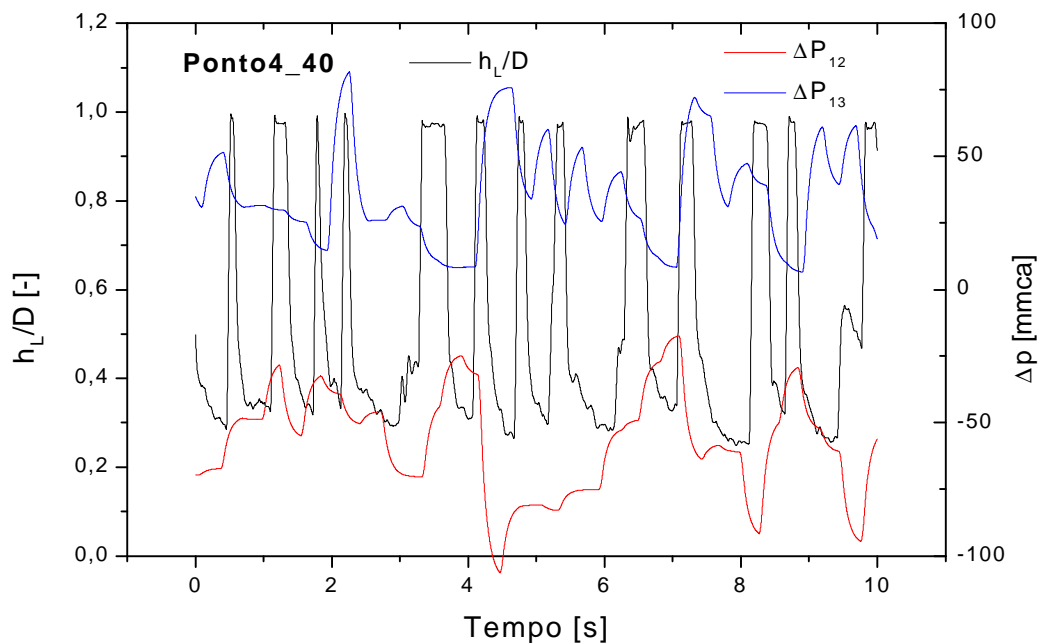


Figura 6.126 – Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 4  
 $u_{LS} = 0,795$  m/s e  $u_{GS} = 1,371$  m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)

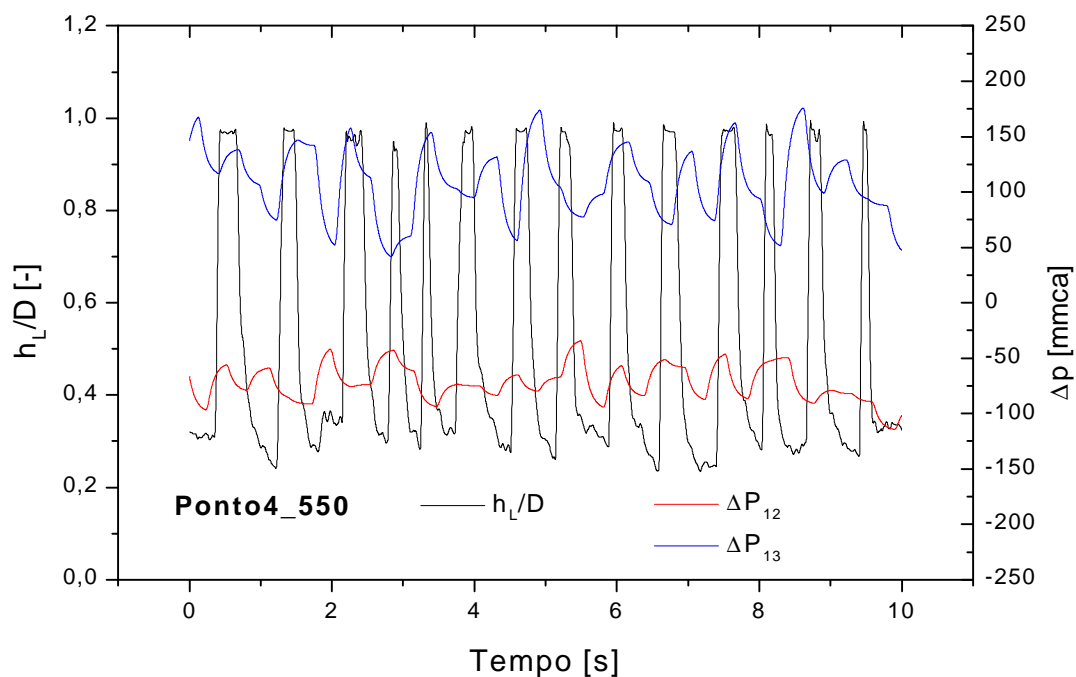


Figura 6.127 – Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 4  
 $u_{LS} = 0,791$  m/s e  $u_{GS} = 1,377$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)

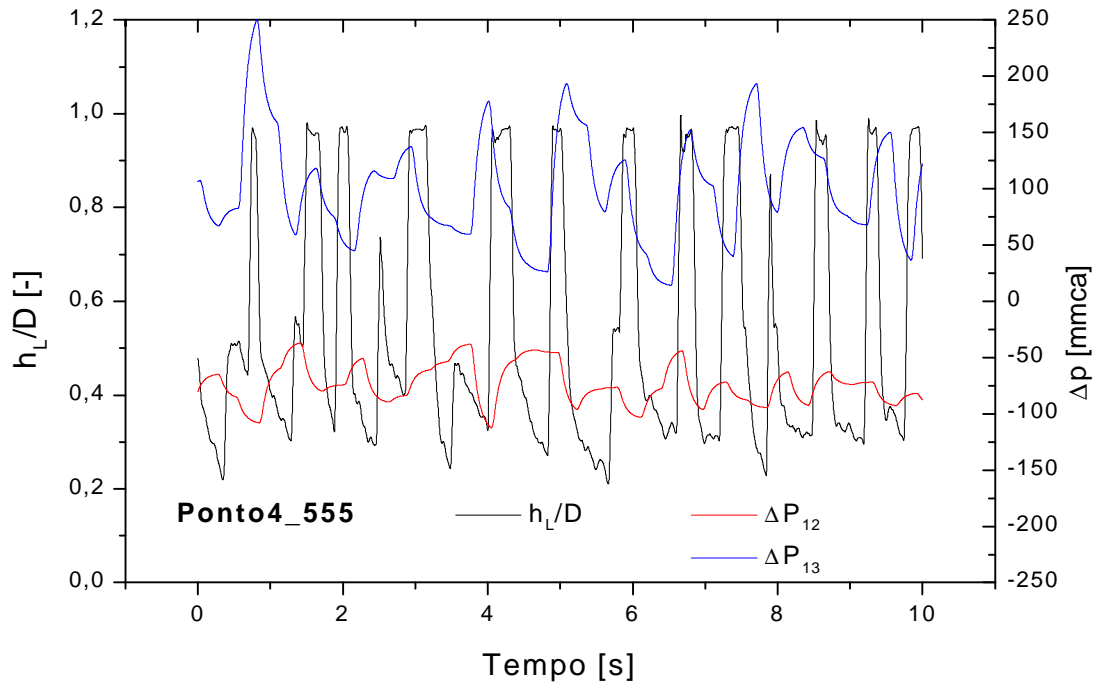


Figura 6.128 – Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 4  
 $u_{LS} = 0,791 \text{ m/s}$  e  $u_{GS} = 1,377 \text{ m/s}$  (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)

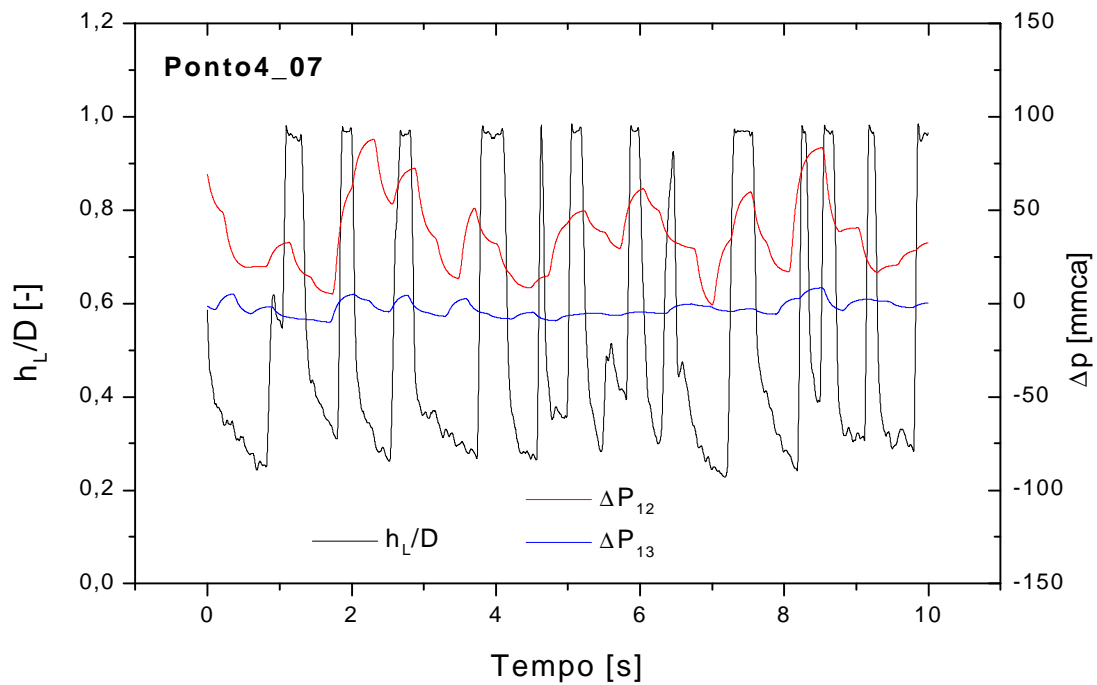


Figura 6.129 – Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 4  
 $u_{LS} = 0,797 \text{ m/s}$  e  $u_{GS} = 1,371 \text{ m/s}$  (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)

As Figuras 6.130 a 6.134 apresentam os gráficos de  $\Delta p_{12}$  e  $\Delta p_{13}$  e  $h_L$  para o ponto de teste 4. Devido à distância de 400 mm entre o medidor de  $h_L$  e o tê, e também devido à distância de 20 diâmetros hidráulicos entre as tomadas de pressão, mostradas na Figura 6.119, a alta velocidade do escoamento, da ordem de 8 m/s, não permitiu que se visualizasse nos gráficos a passagem dos pistões através do exame dos sinais de  $h_L$ , e o correspondente efeito sobre os sinais de  $\Delta p_{12}$  e  $\Delta p_{13}$ .

Na Figura 6.134, para quando  $VCR3 = 7,0$ , observa-se oscilações da pressão  $\Delta p_{13}$  mais intensas do que nas Figuras 6.124 e 6.129, para os pontos 2 e 4, respectivamente.

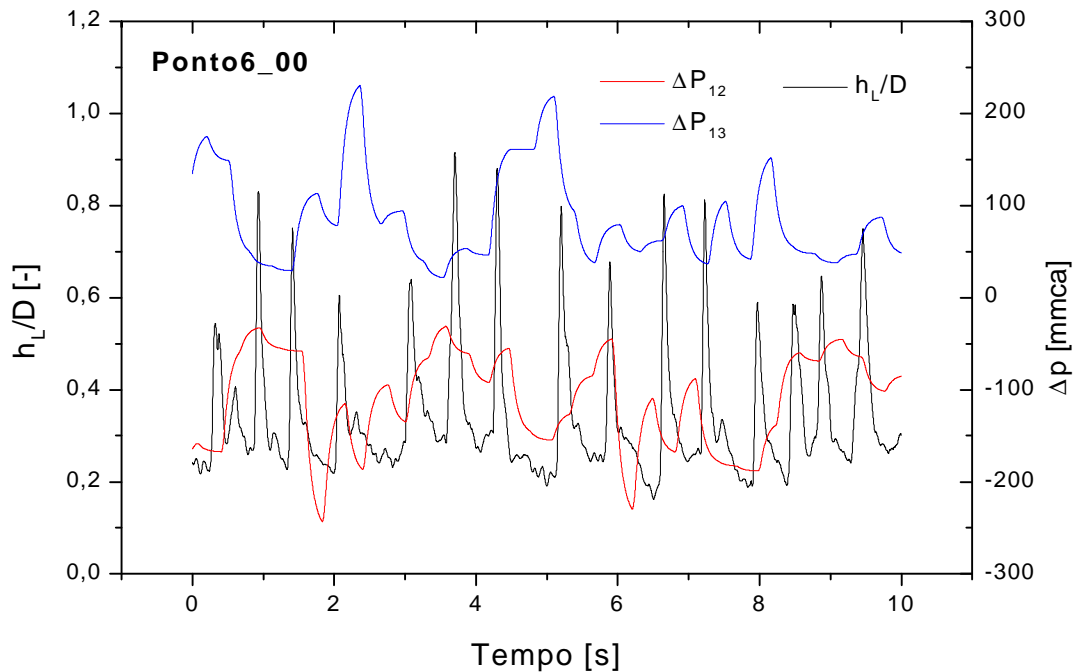


Figura 6.130 – Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 6

$$u_{LS} = 0,794 \text{ m/s e } u_{GS} = 6,015 \text{ m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 0,0)}$$

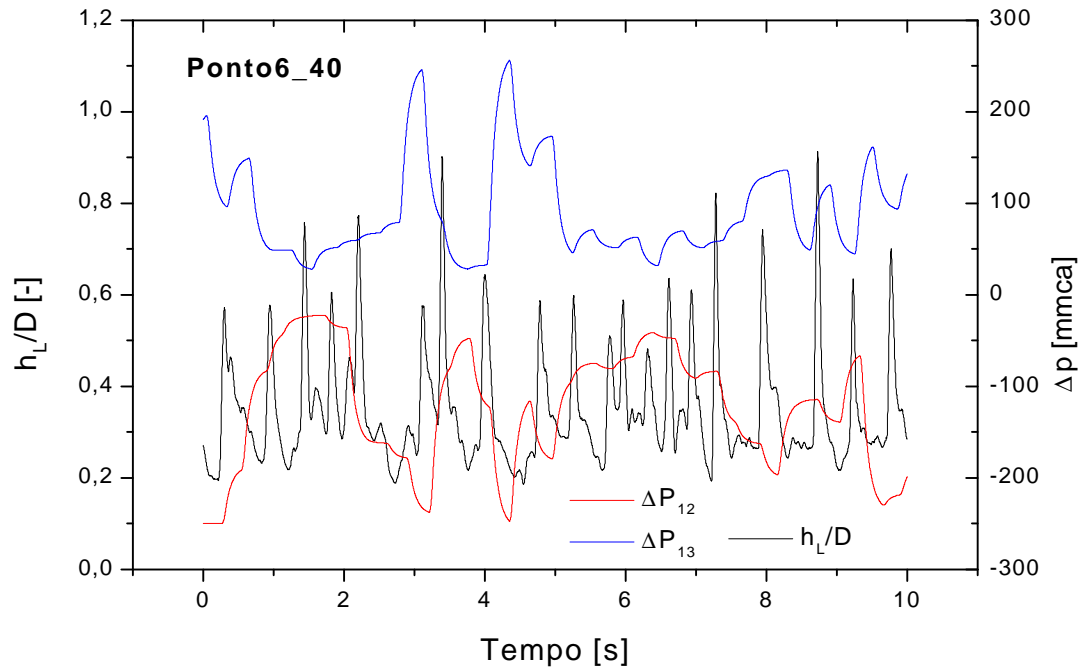


Figura 6.131 – Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 6

$u_{LS} = 0,794$  m/s e  $u_{GS} = 5,969$  m/s (VCR2 = 4,0 e VCR3 = 0,0)

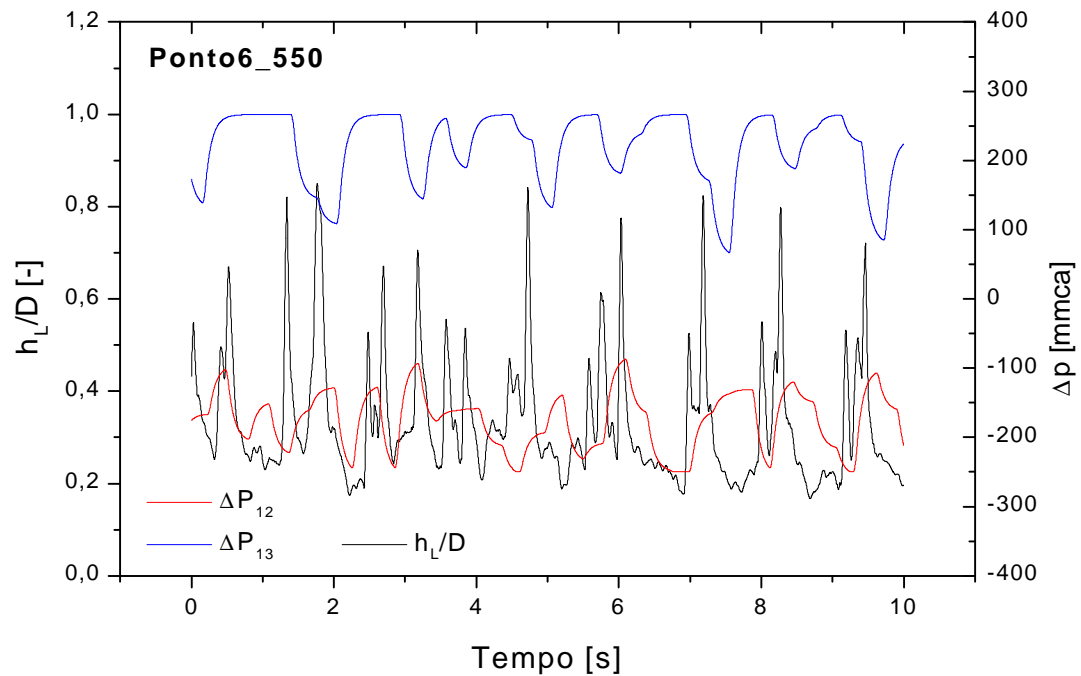


Figura 6.132 – Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 6

$u_{LS} = 0,791$  m/s e  $u_{GS} = 5,975$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 0,0)

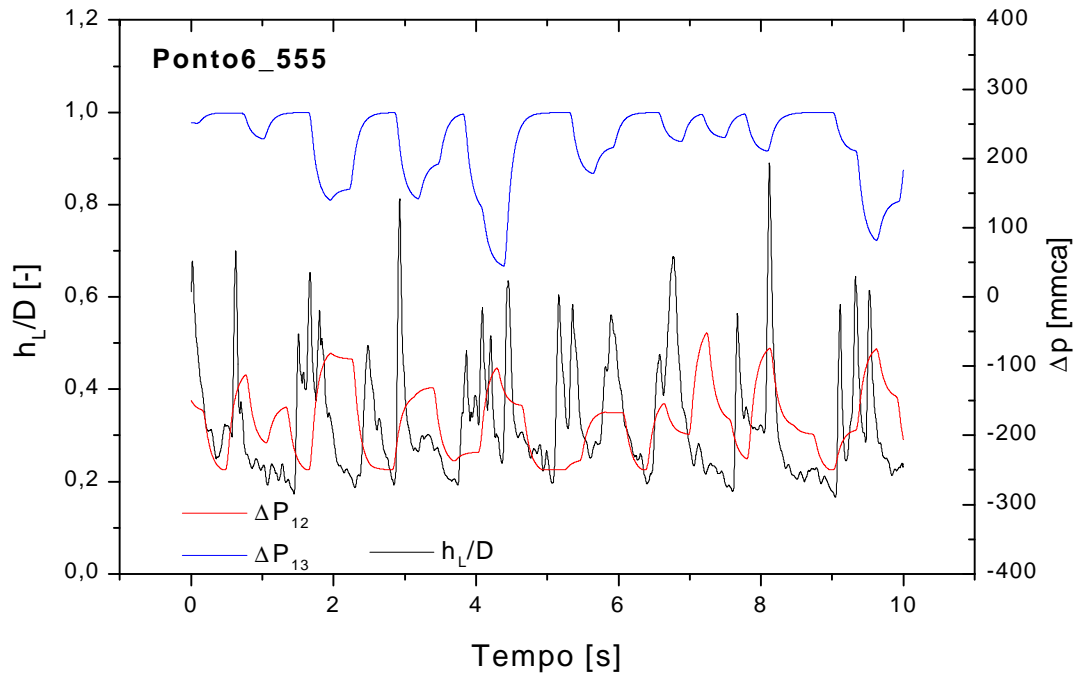


Figura 6.133 – Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 6  
 $u_{LS} = 0,781$  m/s e  $u_{GS} = 5,972$  m/s (VCR2 = 5,5 e VCR3 = 5,0)

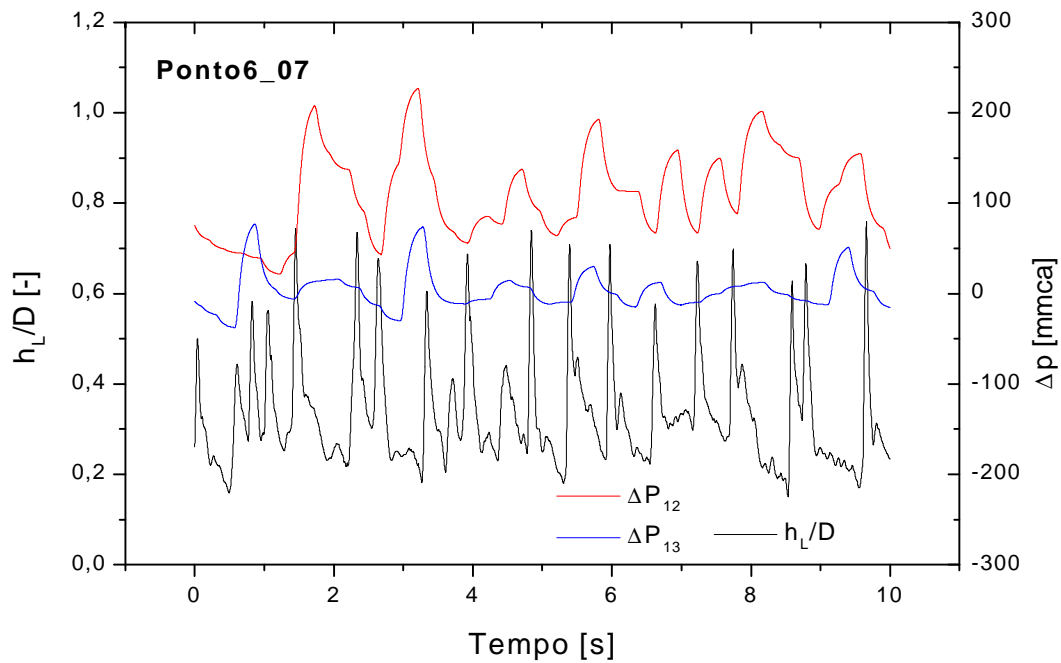


Figura 6.134 – Sinais de pressão diferencial através dos ramais do tê, ponto 6  
 $u_{LS} = 0,769$  m/s e  $u_{GS} = 5,969$  m/s (VCR2 = 0,0 e VCR3 = 7,0)



A Tabela 6.11 apresenta os valores médios das pressões diferenciais, ou quebras de pressão médias, entre os ramais:  $\Delta p_{12}$  e  $\Delta p_{13}$ , calculados a partir dos sinais adquiridos durante os testes. As pressões diferenciais  $\Delta p_{12}$  são sempre negativas, representando um aumento da pressão média entre as tomadas 1 e 2, a menos dos pontos de teste onde  $VCR3 = 7,0$  quando não ocorreu desvio efetivo do escoamento para o ramal lateral. As pressões médias  $\Delta p_{13}$ , por outro lado, são sempre positivas, indicando uma queda de pressão entre a tomada 1 e a tomada 3.

A Figura 6.135 apresenta as curvas de variação das pressões diferenciais médias entre o ramal de entrada e o ramal principal,  $\Delta p_{12}$ , versus a taxa de desvio da mistura bifásica para o ramal lateral,  $F_{13}$ , para os pontos de teste 2 a 13, indicados na Tabela 6.11. Pode ser visto que a variação da pressão  $\Delta p_{12}$  é mais acentuada para pontos de maior velocidade superficial, como o ponto 6, do que para pontos de menor velocidade, como o 2, em que a variação permaneceu quase constante.

Como ocorreu no gráfico da Figura 6.115 houve falta de pontos na região central da faixa de  $F_{13}$ , devido às dificuldades de ajuste das válvulas de controle VCR2 e VCR3.

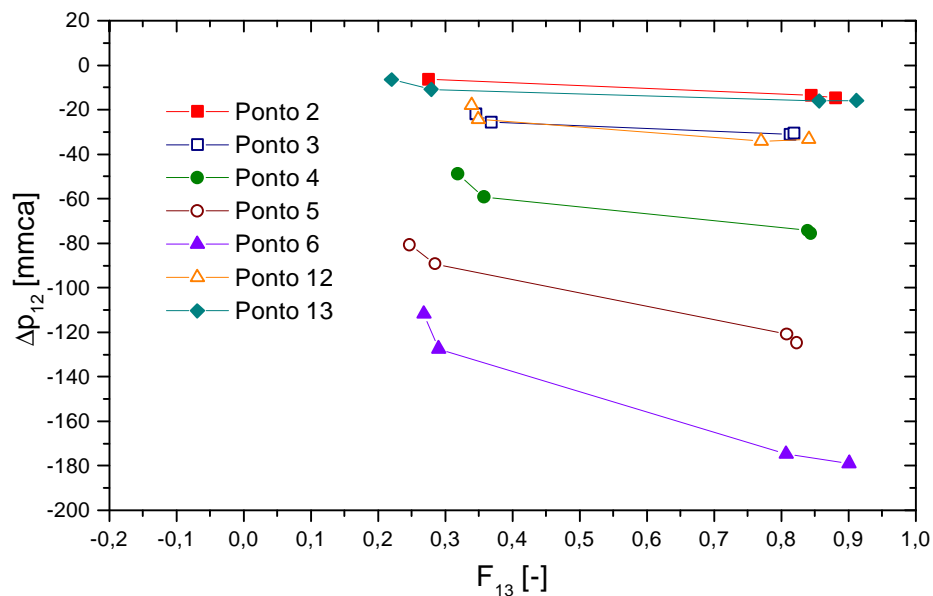


Figura 6.135 – Comparação das variações de pressão entre os ramais de entrada (1) e o principal (2),  $\Delta p_{12}$ , versus a taxa de desvio da mistura bifásica  $F_{13}$

Tabela 6.11 - Pressões diferenciais médias entre os ramais do tê

Ponto	VCR2	VCR3	$Dp_{12}$ [mmca]	$Dp_{13}$ [mmca]
2	0,0	0,0	-6,22	-4,33
	4,0	0,0	-14,75	18,54
	5,5	0,0	-14,75	18,54
	5,5	5,0	-13,55	19,20
	0,0	7,0	7,17	0,24
3	0,0	0,0	-21,92	16,76
	4,0	0,0	-25,61	19,65
	5,5	0,0	-30,37	44,76
	5,5	5,0	-30,98	42,98
	0,0	7,0	18,38	-1,61
4	0,0	0,0	-48,88	29,53
	4,0	0,0	-59,21	36,47
	5,5	0,0	-75,55	105,75
	5,5	5,0	-74,21	99,65
	0,0	7,0	35,32	-3,47
5	0,0	0,0	-80,80	54,78
	4,0	0,0	-89,31	62,74
	5,5	0,0	-124,85	173,29
	5,5	5,0	-121,00	156,53
	0,0	7,0	70,68	3,38
6	0,0	0,0	-111,67	75,08
	4,0	0,0	-127,42	85,49
	5,5	0,0	-178,92	221,03
	5,5	5,0	-174,80	211,32
	0,0	7,0	119,96	4,38
12	0,0	0,0	-17,99	15,08
	4,0	0,0	-24,31	17,50
	5,5	0,0	-33,25	47,93
	5,5	5,0	-34,04	48,74
	0,0	7,0	14,53	-1,65
13	0,0	0,0	-6,40	9,94
	4,0	0,0	-10,82	11,17
	5,5	0,0	-15,86	23,47
	5,5	5,0	-15,96	24,13
	0,0	7,0	8,29	-0,56

A Figura 6.136 apresenta as curvas de variação das pressões diferenciais médias  $\Delta p_{13}$ . Da mesma forma como foi observado no gráfico da Figura 6.135, para  $\Delta p_{12}$ , as maiores variações são observadas para o ponto 6, com maiores velocidades superficiais das fases, enquanto que para os pontos de menor velocidade, 2 ou 3, a variação de  $\Delta p_{13}$  foi mínima.

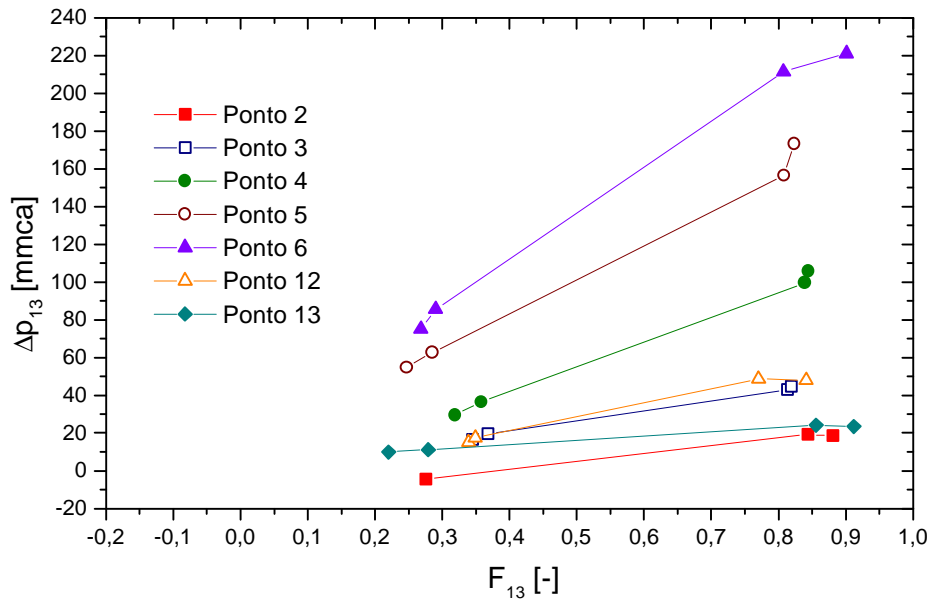


Figura 6.136 – Comparação das variações de pressão entre os ramais de entrada (1) e o lateral (3),  $\Delta p_{13}$ , versus a taxa de desvio da mistura bifásica  $F_{13}$

As Figuras 6.137 e 6.138 apresentam a comparação entre os valores de pressão diferencial entre os ramais do tê calculados utilizando o modelo de Taitel e Barnea (1990) e o modelo de Cook e Behnia (1997), como apresentado no item 6.2.3. Como foi discutido anteriormente, nos pontos em que o programa para o modelo de Cook e Behnia (1997) convergiu, os perfis das bolhas alongadas foram calculados mais próximos dos experimentais do que os resultados do modelo de Taitel e Barnea (1990). As Figuras indicam que entre os modelos, as pressões diferenciais calculadas pelo modelo de Cook e Behnia têm um comportamento global mais próximo da reta de 1: 1 do que os do modelo de Taitel e Barnea, porém, sem uma significativa alteração dos resultados.

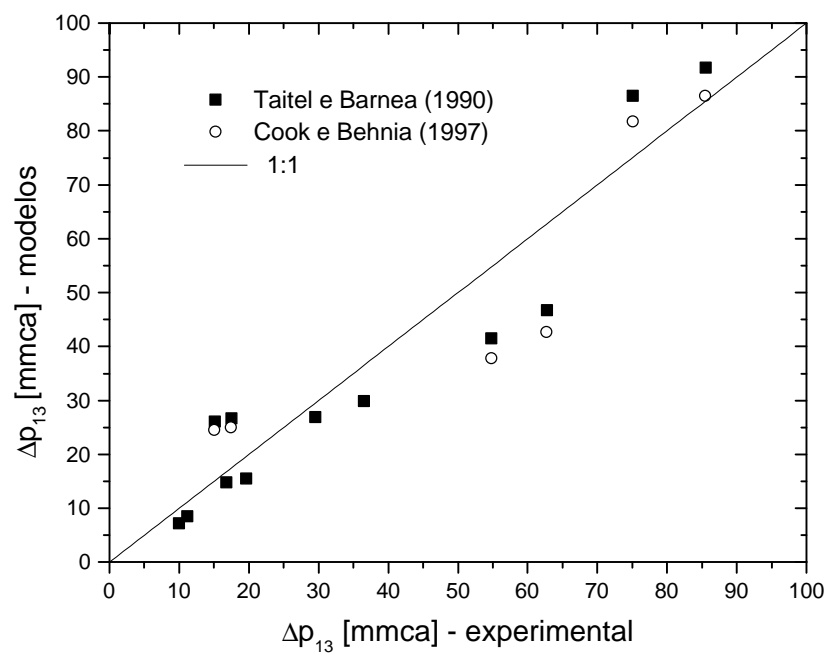


Figura 6.137 – Comparação das pressões diferenciais  $\Delta p_{13}$  teóricas e experimental

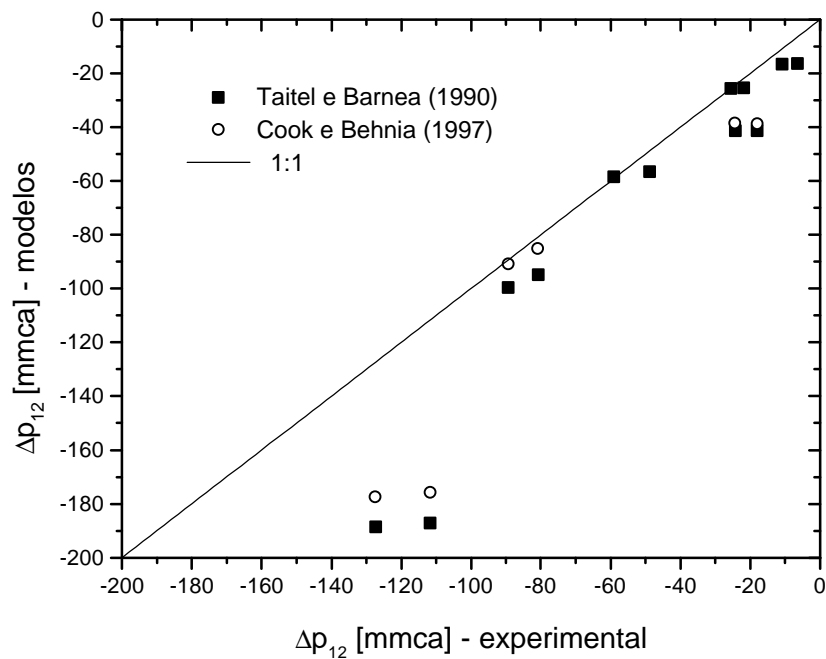


Figura 6.138 – Comparação das pressões diferenciais  $\Delta p_{12}$  teóricas e experimental

## **CAPÍTULO 7**

### **CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES**

Neste capítulo são apresentadas as conclusões sobre os estudos realizados e as recomendações para trabalhos futuros.

#### **7.1 Conclusões**

O presente trabalho abordou o estudo experimental e teórico do escoamento ar-água pistonado horizontal através de uma ramificação tê regular com ramais horizontais.

Foi construída uma instalação experimental com capacidade para gerar diversos tipos de padrões de escoamento ar-água em uma tubulação de acrílico de 34,0 mm de diâmetro interno que se mostrou adequada para os testes realizados.

Foram desenvolvidos dois tipos de instrumentos para o estudo de escoamentos bifásicos gás-líquido. São baseados na medida da capacitância entre eletrodos montados externamente ao tubo de material dielétrico: medidor de fração de vazio com eletrodos helicoidais e medidor de espessura da camada de líquido com eletrodos côncavos. Ambos os instrumentos foram calibrados estaticamente. Foram desenvolvidas metodologias para correção da variação da resposta dos medidores devido às variações da permissividade dielétrica do líquido com a temperatura que se mostraram adequadas.

O medidor de espessura da camada de líquido foi estudado estaticamente e os dados obtidos foram comparados da simulação pelo Método dos Elementos Finitos num domínio 2D com boa concordância qualitativa. A simulação foi útil também na escolha da montagem mais conveniente dos eletrodos em relação à gravidade. O desempenho dinâmico foi verificado pela passagem de uma bolha alongada solitária pela seção do medidor, verificou-se a presença de pequenos saltos na resposta do medidor quando da passagem da cabeça e depois, da passagem da traseira da bolha alongada. Este efeito foi atribuído aos desvios do campo elétrico na região do eletrodo sensor quando a bolha se aproxima e depois se afasta da região de medida. Assim sendo, este efeito pode ser melhor interpretado através da modelagem 3D do conjunto de eletrodos.

Foram desenvolvidos instrumentos com venturis do tipo Hershel para a medida da descarga da mistura bifásica de gás e de líquido. O desempenho destes instrumentos foi verificado experimentalmente para escoamentos com padrões estratificado e pistonado. Os resultados mostraram um desvio médio em relação às descargas medidas nas linhas monofásicas menor do que de  $\pm 12\%$ , para a soma das descargas de ambas as fases. Para a medida da descarga de gás foi desenvolvida uma metodologia de correção própria baseada numa correlação empírica determinada a partir dos dados experimentais.

Diversas técnicas de análise de processamento digital dos sinais provenientes do medidor de espessura da camada de líquido foram utilizadas para determinar os parâmetros do escoamento ar-água: padrão de escoamento, velocidade translacional de bolhas alongadas e pistões, distribuição dos comprimentos dos pistões e perfis de bolhas alongadas. Estes dados foram comparados com os resultados obtidos através de modelagem e observada uma concordância razoável dos resultados.

Através das observações experimentais e dos sinais dos medidores foram observados alguns fenômenos da passagem do escoamento pistonado através do tê:

- ocorre maior concentração da fase líquida no ramal principal do que no ramal lateral, e o inverso ocorre com a fase gasosa. Sendo assim, uma característica importante do

escoamento pistonado em ramificações tê é uma forte separação das fases, com o líquido preferencialmente escoando pelo ramal principal;

- em geral, foi observado escoamento pistonado em ambos os ramais de saída do tê, porém, deve ser considerado que os ramais de saída do tê possuem comprimentos de até 60 diâmetros hidráulicos que são insuficientes para um desenvolvimento completo do escoamento bifásico nos ramais;
- a passagem dos pistões de líquido provoca perturbações das pressões diferenciais entre os ramais do tê em forma de picos e vales. Enquanto na pressão diferencial entre os ramais de entrada e principal ocorre um vale, simultaneamente ocorre um pico na pressão diferencial entre os ramais de entrada e lateral. O vale na pressão diferencial entre os ramais de entrada e principal foi associado à desaceleração do pistão de líquido ao entrar pelo ramal principal o que provoca uma recuperação da pressão, por outro lado, os picos na pressão diferencial entre os ramais de entrada e lateral foram associados às perdas devido ao desvio e passagem do pistão pelo tê.

O modelo proposto para o escoamento pistonado horizontal em ramificações tê foi desenvolvido com base nos modelos disponíveis de cálculo da distribuição do comprimento dos pistões na entrada do tê, de cálculo dos parâmetros do escoamento pistonado e, também, a observação experimental do escoamento pistonado no tê permitiu a proposição de um modelo mecanicista unidimensional para o escoamento num tê, isto é, baseado em considerações geométricas do escoamento pistonado. A validação da modelagem foi feita em duas etapas: na primeira os resultados de cada modelo foram comparados com os dados experimentais obtidos, isto é, os resultados do modelo de cálculo da distribuição do comprimento dos pistões foram comparados com a distribuição do comprimento dos pistões determinada experimentalmente num certo intervalo de tempo, e os perfis teóricos das bolhas alongadas foram comparados com os perfis determinados no medidor de espessura da camada de líquido. Na segunda etapa os resultados da distribuição de fases e da quebra de pressão do modelo proposto para o escoamento pistonado em tês foram comparados com dados experimentais. Os resultados mostraram que:

- são necessários novos estudos, principalmente dos parâmetros de entrada do modelo de cálculo da distribuição do comprimento dos pistões: faixa de comprimento dos pistões que

entram pelo tubo, distribuição probabilística dos comprimentos dentro da faixa e uma correlação empírica da velocidade translacional da bolha alongada pelo comprimento do pistão a jusante. A correlação pode ser determinada de forma experimental medindo-se a velocidade translacional da bolha e o comprimento do pistão à sua frente, o que deve ser feito ao longo do comprimento do tubo.

- a comparação dos perfis da bolha determinados teoricamente e experimentalmente mostra que, para as maiores velocidades superficiais do ar na região estudada do mapa de padrões, há uma boa concordância dos resultados, todavia, em velocidades superficiais menores, observa-se que os perfis teórico e experimental são muito similares; no entanto, os perfis experimentais são mais delgados que os teóricos. Há, portanto, espaço para novos desenvolvimentos do modelo ou a ocorrência de novas técnicas de modelagem do escoamento pistonado.
- o modelo mecanicista desenvolvido para a divisão do escoamento pistonado num tê foi baseado em um conjunto de hipóteses fundamentadas em observações experimentais. Essas hipóteses devem ser re-analisadas para aumentar a capacidade de predição do modelo, lhe conferindo uma maior faixa de aplicabilidade.



## 7.2 Recomendações para trabalhos futuros

São feitas as seguintes recomendações para trabalhos futuros:

### 1. Aprimoramento do modelo para o escoamento pistonado em ramificações tê

O aprimoramento do modelo seria feito como discutido anteriormente.

### 2. Estudo de outras ramificações com a mudança dos ângulos entre os ramais e dos diâmetros dos tubos

A ramificação tê estudada é regular com todos os ramais de diâmetro interno de 34 mm e ângulo entre os ramais de  $90^\circ$ . Um novo assunto pode envolver modificações do modelo proposto para incluir novas geometrias da ramificação, isto é, redução do diâmetro do ramal lateral e dos ângulos entre os ramais:  $45^\circ$  e  $135^\circ$ , porém, mantendo todos os ramais horizontalmente. Os resultados do modelo aperfeiçoado serão comparados com dados experimentais.

### 3. Estudo da distribuição de fases e da quebra de pressão quando uma única bolha alongada passa pela ramificação tê

Quando somente líquido está presente na linha de escoamento bifásico (tubo de acrílico) com uma certa vazão ajustada e, portanto, com uma certa velocidade média, uma bolha alongada é produzida num ponto de injeção de ar cerca de 140 diâmetros hidráulicos a montante da ramificação tê. Após os transitórios, o perfil da bolha alongada se desenvolve e entra no tê.

Os objetivos seriam: determinar o efeito da velocidade média inicial do líquido sobre o perfil da bolha e determinar as frações de gás desviadas e a distribuição de pressões durante a passagem da bolha. Instalando-se dois novos medidores de espessura do filme de líquido nos ramais principal e lateral logo após o tê é possível determinar os perfis, comprimentos e velocidades das bolhas na saída do tê. Estas informações são úteis para o entendimento dos mecanismos do escoamento na região da ramificação.

#### 4. Efeito de singularidades sobre o desempenho do sistema de medida da descarga bifásica utilizando um venturi

A presença de singularidades como cotovelos, contrações e válvulas a montante e a jusante dos medidores pode influenciar no desempenho global do sistema. Neste estudo o efeito destas singularidades deve ser quantificado experimentalmente.

#### 5. Efeito de outras singularidades além de ramificações da tubulação sobre o escoamento ar-água em diversos padrões

Neste estudo pretende-se analisar a influência de diversas singularidades tais como válvulas globo, de esfera, gaveta, cotovelos, reduções e contrações sobre o escoamento ar-água em tubos horizontais com diversos padrões de escoamento: estratificado liso, ondulado, pistonado e bolhas alongadas.

Parâmetros tais como queda de pressão, fração de vazio, perfil do filme de líquido na entrada e na saída da singularidade deverão ser determinado experimentalmente.

#### 6. Otimização do desempenho do medidor capacitivo de espessura do camada de líquido através da geometria do sistema de eletrodos

Através de modelagem do sistema de eletrodos pelo Método dos Elementos Finitos pretende-se otimizar a geometria do conjunto de eletrodos do medidor de espessura do filme de líquido em relação a dois parâmetros: máxima sensibilidade e resposta linear em toda a faixa de medida, isto é, de 0 até o diâmetro interno da tubulação. Depois é efetuada a calibração estática do medidor para validação experimental dos resultados obtidos pelo MEF. Numa etapa seguinte comparar as respostas do medidor capacitivo com aquele que utiliza dois fios paralelos.

## Referências bibliográficas

- ABDULL-MAJEED, G. H. Liquid slug holdup in horizontal slightly inclined two-phase slug flow. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, v. 27, p. 27-32, 2000.
- ABDUL-RAZZAK, A., SHOUKRI, M., CHANG, J-S. Measurement of two-phase refrigerant liquid-vapor mass flow rate - Part I: Venturi and void fraction meters. *ASHRAE Transactions*, v. 101, n. 2, p. 511-522, 1995a.
- ABDUL-RAZZAK, A., SHOUKRI, M., CHANG, J-S. Measurement of two-phase refrigerant liquid-vapor mass flow rate - Part II: Turbine and void fraction meters. *ASHRAE Transactions*, v. 101, n. 2, p. 523-531, 1995b.
- ABDUL-RAZZAK, A., SHOUKRI, M., CHANG, J-S. Measurement of two-phase refrigerant liquid-vapor mass flow rate - Part III: Combined turbine and venturi meters and comparison with other methods. *ASHRAE Transactions*, v. 101, n. 2, p. 532-538, 1995c.
- ABDULLAH, A. K., and ZAREH, A. S. Improving the Accuracy of the Capacitance Method for Void Fraction Measurement. *Experimental Thermal and Fluid Science*, v. 11, p. 321-326, 1995.
- ABOUELWAFI, M. S., KENDALL, J. M. The use of capacitance sensors for phase percentage determination in multiphase pipelines. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, v. IM-29, n. 1, p. 24-27, 1980.
- ACRIVOS, A., BABCOCK, B. D., PIGFORD, R. L. Flow distributions in manifolds. *Chemical Engineering Science*, v. 10, p. 112-124, 1959.
- AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. *ASME*. Fluid Meters - Their theory and applications. 5. ed., Nova Iorque, 1959.

- AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. *ASME MFC-14M-2001*; Measurement of fluid flow using small bore precision orifice meters, 2001.
- ANSI/ASME. *PTC 19.1-1985*. Instruments and apparatus. Part I - Measurement Uncertainty, 1985.
- AZZOPARDI, B. J. The effect of side arm diameter on two-phase flow split at a tee junction. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 10, p. 509-512, 1984.
- AZZOPARDI, B. J., PURVIS, A., GOVAN, A. H. Annular two-phase split at an impacting T. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 13, n. 5, p. 605-614, 1987.
- AZZOPARDI, B. J., SMITH, P. A. Two-phase flow split at T-junctions: effect of side arm orientation and downstream geometry. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 18, p. 861-875, 1992.
- AZZOPARDI, B. J., WHALLEY, P. B. The effect of flow patterns on two-phase flow in a T junction. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 8, n. 5, p. 491-507, 1982.
- BALLYK, J. D., SHOUKRI, M., CHAN, A. M. C. Steam-water annular flow in a horizontal dividing T-junction. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 14, n. 3, p. 265-285, 1988.
- BALLYK, J. D., SHOUKRI, M. On the development of a model for predicting phase separation phenomena in dividing two-phase flow. *Nuclear Engineering and Design*, v. 123, p. 67-75, 1990.
- BARNEA, D., TAITEL, Y. A model for slug length distribution in gas-liquid slug flow. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 19, n. 5, p. 829-838, 1993.
- BAROCZY, C. J., Correlation of liquid fraction in two-phase flow with application to liquid metals. *NAA-SR-8171*, Butterworth, Londres, 1963.
- BECK, M. S., GREEN, R. G., PLASKOWSKI, A. B., STOTT, A. L. Capacitance measurement applied to a pneumatic conveyor with very low solids loading. *Measurement and Technology*, v. 1, n. 7, p. 561-564, 1990.
- BENDIKSEN, K. H. An experimental investigation of the motion of long bubbles in inclined tubes. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 10, p. 337-347, 1984.
- BERGMAN, D. F., TEK, M. R., KARTZ, D. L. Retrograde condensation in natural gas pipelines. *Project PR 26-29 of the Pipeline Research Committee*, American Gas Association, University of Michigan, 1975.

- BOYER, C., LEMONNIER, H. Design of a flow metering for two-phase dispersed flows. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 22, n. 4, p. 713-732, 1996.
- BROWN, R. C., ANDREUSSI, P., ZANELLI, S. The use of wire probe for the measurement of liquid film thickness in annular gas-liquid flows. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, v. 56, 1978.
- BUELL, J. R., SOLIMAN, H. M., SIMS, G. E. Two-phase pressure drop and phase distribution at a horizontal tee junction. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 20, n. 5, p. 819-836, 1994.
- BUTTERWORTH, D. A comparison of some void-fraction relationships for co-current gas-liquid flow. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 1, p. 845-850, 1975.
- BURDEN, R. L., FAIRES, J. D. *Numerical analysis*. PWS-KENT Publishing Company, 4. ed., 1989.
- CHARRON, Y., WHALLEY, P. B. Gas-liquid annular flow at a vertical tee junction – Part I. Flow separation. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 21, n. 4, p. 569-589, 1995.
- CHILSHOLM, D. *Two-phase flow in pipelines and heat exchangers*. Pitman Press Ltd., 1983.
- CHILSHOLM, D. Pressure gradients due to friction during the flow of evaporating two-phase mixture in smooth tubes and channels. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 16, p. 347-358, 1973.
- CHUN, MH., SUNG, CK. Parametric effects on the void fraction measurement by capacitance transducer. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 12, n. 4, p. 627-640, 1986.
- COHEN, S. L., HANRATTY, T. J. Effects of waves at a gas-liquid interface on a turbulent air flow. *Journal of Fluid Mechanics*, v. 31, p. 467-469, 1968.
- COLEMAN, H. W., STEELE, W. G. *Experimentation and uncertainty analysis for engineers*. John Wiley and Sons, 1989.
- COLLIER, J. G. Single-phase and two-phase behavior in primary circuits components. In: *Proc. NATO Advanced Study Institute on Two-phase Flow and Heat Transfer*, Istanbul, Turkey, 1976.
- COOK, M., BEHNIA, M. Slug length prediction in near horizontal gas-liquid intermittent flow. *Chemical Engineering Science*, v. 55, 2000.
- COOK, M., BEHNIA, M. Film profiles behind liquid slugs in gas-liquid pipe flow. *AIChE Journal*, v. 43, n. 9, 1997.

- COSTIGAN, G., WHALLEY, P. B. Slug flow regime identification from dynamic void fraction measurements in vertical air-water flows. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 23, n. 2, p.263-282, 1997.
- DAVIS, M. R., FUNGTAMASAN, B. Two-phase flow through pipe branch junctions. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 16, n. 5, p. 799-817, 1990.
- DIECK, R. H. Measurement uncertainty models. *ISA Transactions*, v. 36, n. 1, p. 29-35, 1997.
- DOW, W. M. The uniform distribution of a fluid flowing through a perforated pipe. *Journal of Applied Mechanics*, v. 17, p. 431-438, 1950.
- DUKLER, A. E., HUBBARD, M. G. A model for gas-liquid slug flow in horizontal and near horizontal tubes. *Industrial Engineering Chemical Fundamentals*, v. 14, p. 337-347, 1975.
- ELLISON, W. J., LAMKAOUCHI, K., MOREAU, J-M. Water - a dielectric reference. *Journal of Molecular Liquids*, v. 68, p. 171-279, 1996.
- FIGLIOLA, R. S., BEASLEY, D. E. *Theory and design for mechanical measurements*. John Wiley e Sons, 2000.
- FINCKE, J. R., RONNENKAMP, C., KRUSE, D., KROGUE, J. HOUSEHOLDER, D. Performance characteristics of an extended throat flow nozzle for the measurement of high void fraction multi-phase flows. *Proceeding of the 1999 Oil and Gas Conference*, 1999.
- FOUNDA, A. E. *Two-phase annular and annular-mist flows in manifolds*. M. S. Thesis, University of Waterloo, Ontario, Canada, 1970.
- FOUNDA, A. E., RHODES, E. Two-phase annular flow stream division in a simple tee. *Transactions on the Institution of Chemical Engineers*, v.52, n. 4, p.354-360, 1974.
- GARDEL, A. Les pertes de charge dans les écoulements au travers de branchements en té. *Bulletin Technique de la Suisse Romande*, v. 9, p. 122-130 e v. 10, p. 143-148, 1957. Citado por : MILLER, D. S. *Internal flow: a guide to losses in pipes and ducts systems*. Cranfield: BHRA, 1971.
- GERAEST, J. J. M., BORST, J. C. A capacitance sensor for two-phase void fraction measurement and flow pattern identification. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 14, n. 3, p. 305-320, 1988.
- GREGORY, G. A., NICHOLSON, M. K., AZIZ, K. Correlation of the liquid volume fraction in the slug for horizontal gas-liquid slug flow. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 4, n. 1, p. 33-39, 1978.

- HART, J. HAMERSMA, P. J., FORTUIN, J. M. H. A model for predicting liquid route preference during gas-liquid flow through horizontal branched pipelines. *Chemical Engineering Science*, v. 46, n. 7, p. 1609-1622, 1991.
- HASTED, J. B. *Aqueous dielectrics*. London: Chapman, 1973.
- HATZIAVRAMIDIS, D., SUN, B., GIDASPOW, D. Gas-liquid flow through horizontal tees of branching and impacting type. *AIChE Journal*, v. 43, n. 7, p. 1675-1683, 1997.
- HEERENS, W. C. Application of capacitance techniques in sensor design. *Journal of Physics E – Scientific Instruments*, v. 19, n. 11, p. 896-906, 1986.
- HENRY, J. A. R. Dividing annular flow in a horizontal tee. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 7, p.343-355, 1981.
- HONAN, T. J., LAHEY, R. T., Jr. The measurement of phase separation in wyes and tees. *Nuclear Engineering and Design*, v. 64, p.93-102, 1981.
- HONG, K. D. Two-phase flow splitting at a pipe tee. *Journal of Petroleum Technology*, p. 290-296, 1978.
- HOOPERS, J. W., ISAKOFF, S. E., CLARKE, J. J., DREW, T. B. Frictions losses in screwed ireon tees. *Chem. Engng Prog.*, v. 44, p. 691-696, 1948.
- HUANG, S. M., STOTT, A. L., GREEN, R. G., BECK, M. S. Electronic transducer for industrial measurement of low value capacitances. *Journal of Physics E – Scientific Instruments*, v. 21, n. 3, p. 242-250, 1988.
- HWANG, S. T., LAHEY, R. T., Jr. A study on single- and two-phase pressure drop in branching conduits. *Experimental Thermal and Fluid Science*, v. 1, p. 111-125, 1988.
- HWANG, S. T., SOLIMAN, H. M., LAHEY, R. T., Jr. Phase separation in dividing two-phase flows. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 14, n. 4, p. 439-458, 1989.
- INCROPERA, F. P., DEWITT, D. P. *Fundamentals of heat and mass transfer*. John Willey & Sons, 4. ed., 1996.
- INTERNATIONAL ORGANIZATION OF STANDARDS. *ISO 5167-1*; Measurement of fluid flow by means of pressure differential devices, Part I: Orifices plates, and Venturi tubes inserted in circular cross-section conduits running full, 1991.
- ISHII, M. One-dimensional drift-flux model and constitutive equations for relative motion between phases in various two-phase flow regimes. *ANL-77-47*, 1977. Citado por: MI, Y.,

- ISHII, M., TSOUKALAS, L. H. Investigation of vertical slug flow with advanced two-phase flow instrumentation. *Nuclear Engineering and Design*, v. 204, p. 69-85, 2001.
- KANG, H. C., KIM, M. H. The development of flush-wire probe and calibration method for measuring liquid film thickness. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 18, n. 3, p. 423-437, 1992.
- KENDOUSH, A. A., SARKIS, Z. A. Improving the accuracy of the capacitance method for void fraction measurement. *Experimental Thermal and Fluid Science*, v. 11, n. 4, p. 321, 326, 1995.
- KING, M. J. S., HALE, C. P., LAWRENCE, C. J., HEWITT, G. F. Characteristics of flowrate transients in slug flow. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 24, p. 825-854, 1998.
- KOKAL, S'L., STANISLAV, J. F. An experimental study of two-phase flow in slightly inclined pipes - I. Flow patterns. *Chemical Engineering Science*, v. 44, n. 3, p. 665-679, 1989.
- KOKAL, S'L., STANISLAV, J. F. An experimental study of two-phase flow in slightly inclined pipes - II. Liquid holdup and pressure drop. *Chemical Engineering Science*, v. 44, n. 3, p. 681-693, 1989.
- KOSKIE, J. E., MUDAWAR, I., TIEDERMAN, W. G. Paralell-wire probes for measurement of tick liquid films. *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 15, n. 4, p. 521-530, 1989.
- KREYSZIG, E. *Advanced Engineering Mathematics*. John Wiley & Sons, 8 ed., 1999.
- LACY, C. E., DUKLER, A. E. Flooding in vertical tubes - I Experimental studies of the entry region. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 20, n. 2, p. 219-233, 1994.
- LAHEY, R. T., Jr. Current understanding of phase separation mechanisms in branching conduits. *Nuclear Engineering and Design*, v. 95, p. 145-161, 1986.
- LIGHTSTONE, L., OSAMUSALI, S. I., GHANG, JS. Gas-liquid two-phase flow in symmetrically dividing horizontal tubes. *AIChE Journal*, v. 37, n. 1, p. 111-122, 1991.
- LEMONNIER, H., HERVIEU, E. Theoretical modelling and experimental investigation of single-phase and two-phase flow division at a tee-junction. *Nuclear Engineering and Design*, v. 125, n. 2, p. 201-213, 1991.
- LI, Li, CALDWELL, G. E. Coefficient of cross correlation and time domain correspondence. *Journal of Electromyography and Kinesiology*, v. 9, p. 385-389, 1999.
- LOCKHART, R. W., MARTINELLI, R. C. Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two-component flow in pipes. *Chemical Engineering Process*, v. 45, p. 39-48, 1949.



- LOWE, D. C., REZKALLAH, K. S. Flow regime identification in microgravity two-phase flows using void fraction signals. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 25, p. 433-457, 1999.
- MA, Y.-P., PEI, B.-S., LIN, W.-K., HSU, Y.-Y. Analysis of a fluid mechanic model of a horizontal T-junction. *Nuclear Technology*, v. 92, p.134-140, 1990.
- MANDHANE, J. M., GREGORY, G. A., AZIZ, K. A flow map for gas-liquid flow in horizontal pipes. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 1, p.537-553, 1974.
- MARIOLI, D., SARDINI, E., TARONI, A. Measurement of small capacitance variations. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, v. 40, n. 2, p.426-428, 1991.
- MARIOLI, D., SARDINI, E., TARONI, A. High-accuracy measurement techniques for capacitance transducers. *Measurement Science and Technology*, v. 4 ,n. 3, p. 337-343, 1993.
- MARTI, S., SHOHAM, O. A unified model for stratified-wavy two-phase flow at a reduced T-junction with an inclined branch arm. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 23, n. 4, p. 725-748, 1997.
- McNOW, J. S. Mechanics of manifolds. *American Society of Civil Engineering Transactions*, n. 2714, 1953.
- MI, Y., ISHII, M., TSOUKALAS, L. H. Investigation of vertical slug flow with advanced two-phase flow instrumentation. *Nuclear Engineering and Design*, v. 204, p. 69-85, 2001.
- MOFFAT, R. J. Contributions to the theory of single-sample uncertainty analysis. *Transactions of the ASME*, v. 104, p. 250-260, 1982.
- MOFFAT, R. J. Describing the uncertainties in experiments results. *Experimental Thermal and Fluids Science*, v. 1, p. 3-17, 1988.
- MOISSIS, R., GRIFFITH, P. Entrance effects in a two-phase slug flow. *Journal of Heat Transfer*, p. 29-39, 1962.
- MONTGOMERY, D. C. *Design and analysis of experiments*. John Wiley and Sons, 3. ed., 1991.
- MOURA, L. F. M., MARVILLET, C. Measurement of two-phase mass flow rate and quality using venturi and void fraction meters. *Proceedings of the ASME Fluids Engineering Division*, FED-v. 244, p. 363-368, 1997.
- MUDDE, R. F., GROEN, J. S., VAN DER AKKER. Two-phase flow redistribution phenomena in a large t-junction. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 19, n. 4, p. 563-573, 1993.

- MURDOCK, J. W. Two phase flow measurement with orifices. *ASME Journal of Basic Engineering*, p. 419-433, 1962.
- NETTO, J. R., FABRE, J., PERESSON, L. Shape of long bubbles in horizontal slug flow. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 25, p. 1129-1160, 1999.
- NICENO, BOJAN. *EasyMesh - A two-dimensional quality mesh generator*. [http:// www-dinma.univ.trieste.it/~nirftc/research/easymesh/easymesh.html](http://www.dinma.univ.trieste.it/~nirftc/research/easymesh/easymesh.html), 1998.
- NICHOLSON, M. K., AZIZ, K., GREGORY, G. A. Intermittent two phase flow in horizontal pipes: predictive models. *Canadian Journal of Chemical Engineering*, v. 56, p.653-663, 1978.
- OPPENHEIM, A. V., WILLSKY, A. S, NAWAB, S. H. *Signals and Systems*. Prentice Hall, 2.ed, Upper Saddle River, New Jersey, 1983.
- ORANJE, L., Condensate behavior in gas pipelines predictable. *Oil and Gas Journal*, p.39-44.
- OTTENS, M., HOEFSLOOT, H. C. J., HAMERSMA, P. J. Effect of small branch inclination on gas-liquid flow separation in T junctions. *AIChE Journal*, v. 45, n. 3, p.465-474, 1999.
- PENG, F., SHOUKRI, M. Modelling of phase redistribution of horizontal annular flow divided in T-junctions. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, v. 75, n. 1, 1997.
- PENMATCHA, V. R., ASHTON, P. J., SHOHAM, O. Two-phase stratified flow splitting at a T-junction with an inclined branch arm. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 22, n. 6, p. 1105-1122, 1996.
- POPP, M., SALLET, D. W. Experimental investigation of one and two-phase flow through a tee junction. *Proceedings of the International Modelling of Multi-phase Flow*, Coventry, England, abril de 1983.
- RAJAN, V. S. V., RIDLEY, R. K., RAFA, K. G. Multiphase flow measurement techniques. *Journal of Energy Resources Technology*, v. 115, p. 151-161, 1993.
- REIMANN, J., HARALD, J., MÜLLER, U. Measurement of two-phase mass flow rate: a comparison of different techniques. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 8, p. 33-46, 1982.
- REIMANN, J., KAHN, M. Flow through a small break at the bottom of a large pipe with stratified flow. *Nuclear Science Engineering*, v. 88, p. 297-310, 1984.
- REIMANN, J., SEEGER, W. Two-phase flow in a T-junction with a horizontal inlet. Part II: Pressure differences. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 12, n. 4, 1986.

- REINECKE, N., MEWES, D. Recent developments and industrial/research applications of capacitance tomography. *Measurement Science and Technology*, v. 7 ,n. 3, p. 233-246, 1996.
- RESNIK, R., HALLIDAY, D. *Física*. Livros Técnicos e Científicos Editora Ltda, 4º ed., vol. 3, 1984.
- ROBERTS, P. A., AZZOPARDI, B. J., HIBBERD, S. The split of horizontal semi-annular flow at a large diameter T-junction. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 21, n. 3, p. 455-466, 1995.
- ROBERTS, P. A., AZZOPARDI, B. J., HIBBERD, S. The split of horizontal annular flow at a T-junction. *Chemical Engineering Science*, v. 52, n. 20, p. 3441-3453, 1997.
- RUBEL, M. T., SOLIMAN, H. M., SIMS, G. E. Phase distribution during steam-water flow in a horizontal T-junction. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 14, n. 4, p. 425-438, 1988.
- SABA, N., LAHEY, R. T., Jr. The analysis of phase separation phenomena in branching conduits. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 10, n. 1, p. 1-20, 1984.
- SAMI, M., ABOUELWafa A., KENDALL, J. M. The use of capacitance for phase percentage determination in multiphase pipelines. *IEEE Transactions on Measurement and Instrumentation*, v. IM-29, n. 1, p. 24-27, 1980.
- SILVA, F. S., ANDEUSSI, P., DI MARCO, P. Total mass flowrate measurement in multiphase flow by means of a venturi meter. *Multiphase Production*, p.145-155, 1991.
- STOTT, A. L., GREEN, R. G., SERAJI, K. Comparison of the use of internal and external electrodes for the measurement of the capacitance and conductance of fluids in pipes. *Journal of Physics E - Scientific Instruments*, v. 18, n. 7, p. 587-592, 1985.
- SEEGER, W., REIMANN, J., MÜLLER, U. Two-phase flow in a T-junction with a horizontal inlet. Part I: phase separation. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 12, n. 4, p. 575-585, 1986.
- SILVESTER, P. P., FERRARI, R. L. *Finite elements for electrical engineers*. Cambridge University Press, 2. ed, 1990.
- SHEMER, L., BARNEA, D. Visualization of instantaneous velocity profiles in gas-liquid slug flow. *Physicochemical Hydrodynamics*, v. 8, p. 243-253, 1987.
- SHI, J., KOCAMUSTAFAOGULLARI, G. Interfacial measurements in Horizontal stratified flow patterns. *Nuclear Engineering and Design*, v. 149, p. 81-96, 1994.

- SHOHAM, O., BRILL, J. P. Two-phase splitting in a tee junction - experimental and modelling. *Chemical Engineering Science*, v. 42, n. 11, p. 2667-2676, 1987.
- SHOHAM, O., TAITEL, Y. Stratified turbulent-turbulent gas liquid flow in horizontal and inclined pipes. *AIChE Journal*, v. 30, p. 377-385, 1984.
- SMITH, S. W. *Digital Signal Processing*. California Technical Publishing, 2.ed, San Diego, California, 1999.
- SMOGLIE, C., REIMANN J., MÜLLER, U. Two-phase flow through small breaks in horizontal pipe with stratified flow. *Nuclear Engineering and Design*, v. 99, p.117-130, 1987.
- TAITEL, Y., BARNEA, D. A consistent approach for calculating pressure drop in inclined slug flow. *Chemical Engineering Science*, v. 45, n. 5, p. 1199-1206, 1990.
- TAITEL, Y., BARNEA, D. Effect of gas compressibility on a slug tracking model. *Chemical Engineering Science*, v. 53, n. 11, p. 2089-2097, 1998.
- TAITEL, Y., DUKLER, A. E. A model for predicting flow regime transitions in horizontal and near horizontal gas-liquid flow. *AIChE Journal*, v. 22, n. 1, p. 47-55, 1976.
- TOLLEFSEN, J., HAMMER, E. A. Capacitance sensor design for reducing errors in phase concentration measurements. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 9, p. 25-32, 1998.
- TRONCONI, E. Prediction of slug frequency in horizontal two-phase slug flow. *AIChE Journal*, v. 36, p. 701-709, 1990.
- TSUYNA, M., TAYA, N. On the flow of air-water mixture in branch pipes. *Bulletin of JSME*, v.2, p. 151-156, 1959.
- van HOUT, R., BARNEA, D., SHERMER, L. Evolution of statistical parameters of gas-liquid slug flow along vertical pipes. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 27, p. 1579-1602, 2001.
- XIE, C. G., STOTT, A. L., PLASKOWSKI, A., BECK, M. S. Design of capacitance electrodes for concentration measurement of two-phase flow. *Measurement Science and Technology*, v. 1, p. 65-78, 1990.
- WALLIS, G. B. *One dimensional two-phase flow*. McGraw-Hill, New York, 1969.
- WALPOLE, R. E., MYERS, R. H. *Probability and Statistics for Engineers and Scientists*. The Macmillan Company, Londres, 1972.
- WONG, T. N., OOI, K. T. Performance of parallel-wire depth probe. *International Communication of Heat and Mass Transfer*, v. 23, n. 7, p. 1003-1009, 1996a.

- WONG, T. N., OOI, K. T. A calibration technique for a parallel-wire depth probe with conductivity compensation. *Experiments in Fluids*, v. 20, p.429-432, 1996b.
- YANG, W. Q., BECK, M. S. An intelligent cross correlator for pipeline flow velocity measurement. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 8, p. 77-84, 1997.
- YANG, W. Q., STOTT, A. L., BECK, M. S. High frequency and high resolution capacitance measuring circuit for process tomography. *IEE Proc.-Circuits Devices Systems*, v. 141, n. 3, p.215-219, 1994.
- ZETZMANN, K. Phaseseparation und Druckbfall in zweiphasig durchströmten vertikalen rohrabzweigugungen. Ph. D. Thesis, Hannover, 1982. Citado por: SEEGER, W., REIMANN, J., MÜLLER, U. Two-phase flow in a T-junction with a horizontal inlet. Part I: phase separation. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 12, n. 4, p. 575-585, 1986.
- ZUBER, N., FINDLAY, J. A. Average volumetric concentration in two-phase flow systems. *Journal of Heat Transfer*, v. 87, p. 453-468, 1965.

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS**  
**FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**  
**COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Estudo do escoamento pistonado horizontal ar-  
água em tubulações com ramificação "T"**

**VOLUME II**

Autor: **Emerson dos Reis**

Orientador: **Prof. Leonardo Goldstein Júnior**

02/2003

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS**  
**FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**  
**COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**  
**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E FLUIDOS**

# **Estudo do escoamento pistonado horizontal ar- água em tubulações com ramificação "T"**

Autor: **Emerson dos Reis**

Orientador: **Prof. Leonardo Goldstein Júnior**

Curso: Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Térmica e Fluidos

Tese de doutorado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Campinas, 2003

S.P. - Brasil

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA  
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

R278e      Reis, Emerson dos  
              Estudo do escoamento pistonado horizontal ar-água em  
              tubulações com ramificação “T” / Emerson dos Reis. --  
              Campinas, SP: [s.n.], 2003.

              Orientador: Leonardo Goldstein Júnior.  
              Tese (doutorado) - Universidade Estadual de  
              Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

              1. Escoamento bifásico. 2. Escoamento multifásico. 3.  
              Sondas (Instrumentos eletrônicos). 4. Processamento de  
              sinais – Técnica digitais. 5. Tubulação – Dinâmica dos  
              fluidos. 6. Medidas de fluxo. I. Goldstein Júnior,  
              Leonardo. II. Universidade Estadual de Campinas.  
              Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.



**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS**  
**FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**  
**COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**  
**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E FLUIDOS**

**Tese de Doutorado**

**Estudo do escoamento pistonado horizontal ar-  
água em tubulações com ramificação "T"**

Autor: **Emerson dos Reis**

Orientador: **Prof. Leonardo Goldstein Júnior**

---

**Prof. Dr. Leonardo Goldstein Júnior, Presidente**  
**Universidade Estadual de Campinas/FEM**

---

**Prof. Dr. Antônio Carlos Bannwart**  
**Universidade Estadual de Campinas/FEM**

---

**Prof. Dr. Luiz Felipe Mendes de Moura**  
**Universidade Estadual de Campinas/FEM**

---

**Prof. Dr. José Maria Saiz Jabardo**  
**Universidade de São Paulo/EESC**

---

**Prof. Dr. Jurandir Itizo Yanagihara**  
**Universidade de São Paulo/POLI**

Campinas, 27 de fevereiro de 2003

# SUMÁRIO

## VOLUME II

Lista de figuras	v
Nomenclatura	vii
APÊNDICE A - Medida da Fração de Vazio com um Micrômetro	01
APÊNDICE B - Técnicas de Tratamento de Dados	06
B.1 Média e Desvio Padrão das Amostras	06
B.2 Filtragem Digital dos Sinais	07
B.3 Densidade de Probabilidade	09
B.4 Correlação Cruzada de Sinais	10
APÊNDICE C - Relações Geométricas para as Áreas de Separação	18
C.1 Escoamento Homogêneo	21
C.2 Escoamento Estratificado	21
APÊNDICE D - Modelagem do Conjunto de Eletrodos do Medidor de Espessura da Camada de Líquido pelo Método dos Elementos Finitos	27
D.1 Teoria	27
D.2 O método de Galerkin	31
D.3 Formulação pelo Método dos Elementos Finitos	33
D.4 Solução para o Conjunto de Eletrodos	41
D.4.1 Geração das Malhas	42
D.4.2 Aplicação do MEF	48
ANEXOS - Programas Computacionais	52
A.1 Legenda dos Diagramas dos Programas Computacionais	53

A.2 Cálculo da Descarga Bifásica (DESCBIF.FOR)	54
A.3 Cálculo da PDF dos Sinais de HL1 (MAPA.FOR)	69
A.4 Cálculo da Velocidade Média e do Comprimento dos Pistões de Líquido (LENGCL.FOR)	76
A.5 Determinação do Perfil das Bolhas Alongadas (PROFILE.FOR)	87
A.6 Redução de Dados de Ensaio do Tê (TEE.FOR)	96
A.7 Conjunto de Programas de Modelagem do Escoamento Pistonado Horizontal em Ramificações "T"	115
A.7.1 Programa computacional LENG SOL.FOR	115
A.7.2 Programa computacional SLUGSOL.FOR	124
A.7.3 Programa computacional TEESOL.FOR	132
A.7.4 Programa computacional LINKSOL.FOR	147
A.8 Conjunto de Programas para Simulação do Conjunto de Eletrodos	154
A.8.1 Geração do arquivo de entrada para o gerador de malhas EASYMESH.C (MDATA.FOR)	154
A.8.2 Geração do arquivo de entrada de FEM.FOR (SETDATA.FOR)	162
A.8.3 MEF para solução da equação de Laplace (FEM.FOR)	170
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	181

## Lista de figuras

A.1	Área de seção transversal do tubo	01
A.2	Fração de vazio em função da altura de líquido	03
A.3	Derivada de $\alpha$ em função de $h_L/D$	04
A.4	Incerteza da fração de vazio $\alpha$ em função de $h_L/D$	05
B.1	Rotinas de cálculo das médias e desvios padrões de amostras	07
B.2	Subprograma de filtragem de sinais	08
B.3	Diagrama do subprograma de cálculo da densidade de probabilidade de uma amostra	10
B.4	Deslocamento temporal dos sinais	11
B.5	Curva da função de correlação cruzada normalizada com três pontos de amostras em torno do ponto de máximo	14
B.6	Subprograma de correlação cruzada de sinais	17
C.1	Distribuição das áreas de desvio para vários padrões de escoamento na entrada do tê	19
C.2	Ocorrências de área de desvio para escoamento estratificado	20
C.3	Condições básicas para cálculo das áreas de desvio	22
C.4	Varáveis envolvidas no cálculo das áreas para escoamento estratificado	23
D.1	Geometria do sensor de capacitância para medida de $h_L$	28
D.2	Domínio do problema e regiões do contorno	31
D.3	Discretização do domínio do problema	34
D.4	Elemento triangular de três nós	35
D.5	Distribuição dos nós para o programa gerador de malhas	42

D.6	Áreas do domínio relacionadas aos diferentes materiais	43
D.6	Malha para $h_L/D = 0,5$	44
D.7	Diagrama em blocos do programa MDATA.FOR	48
D.8	Diagrama em blocos do programa SETDATA.FOR	50
D.9	Diagrama em blocos do programa FEM.FOR	51
E.1	Legenda	53

## Nomenclatura

### *Letras Latinas*

$A$	Área de seção transversal do tubo, [m <sup>2</sup> ]
$A_G$	Área de seção transversal ocupada pelo gás, [m <sup>2</sup> ]
$A_L$	Área de seção transversal ocupada pelo líquido, [m <sup>2</sup> ]
$A_S$	Área de desvio dentro do pistão de líquido, [m <sup>2</sup> ]
$C_x$	Capacitância, [F]
$D$	Diâmetro interno do tubo, [mm]
$D_1$	Diâmetro do ramal de entrada (1), [mm]
$D_2$	Diâmetro do ramal principal (2), [mm]
$D_3$	Diâmetro do ramal lateral (3), [mm]
$\vec{E}$	Vetor campo elétrico, [V/m]
$g$	Aceleração da gravidade, [m/s <sup>2</sup> ]
$h_j$	Probabilidade da família $j$
$h_L$	Espessura da camada de líquido, [mm]
$H_j$	Número de elementos da família $j$
$M$	Número de amostras de $y[i]$
$N$	Número de amostras de $x[i]$
$N_F$	Número de famílias

$N_S$	Número total de amostras
$Q$	Carga elétrica, [C]
$R$	Raio interno do tubo, [mm]
$R_B$	Raio da blindagem externa, [mm]
$R_e$	Raio externo do tubo, [mm]
$R_{xx}$	Auto-correlação do sinal $x$
$R_{yy}$	Auto-correlação do sinal $y$
$R_{xy}$	Correlação cruzada de $x$ e $y$
$t$	Tempo, [s]
$t_{95}$	Coeficiente $t$ de <i>student</i> para intervalo de confiança de 95%, [-]
$T$	Intervalo de tempo total
$x$	Coordenada $x$
$\bar{x}$	Média de $x[i]$
$x_i$	Valor médio da família $i$
$x[i]$	Conjunto de amostra $x$
$x(t)$	Sinal a montante
$y$	Coordenada $y$
$y[i]$	Conjunto de amostras $y$
$y(t)$	Sinal a jusante

### ***Letras Gregas***

<b><math>a</math></b>	Fração de vazio, [-]
<b><math>d_L</math></b>	Distância da linha divisora da zona de influência da fase líquida até a parede do tubo
<b><math>d_G</math></b>	Distância da linha divisora da zona de influência da fase gasosa até a parede do tubo
<b><math>d_x</math></b>	Desvio padrão de $x[i]$
<b><math>Da</math></b>	Incerteza da medida da fração de vazio, [-]

$Dh_L$	Incerteza da medida da espessura da camada de líquido, [mm]
$Dx$	Intervalo de cada família de $x$
$DD$	Incerteza da medida do diâmetro do tubo, [mm]
$e$	Permissividade dielétrica relativa, [-]
$e_o$	Permissividade dielétrica absoluta do vácuo, [F/m]
$j$	Potencial elétrico escalar, [V]
$j_f$	Potencial elétrico no eletrodo fonte, [V]
$j_s$	Potencial elétrico no eletrodo sensor, [V]
$G_f$	Contorno delimitado pelo eletrodo fonte
$G_s$	Contorno delimitado pelo eletrodo sensor
$G_b$	Contorno delimitado pela blindagem
$W$	Domínio do problema
$r_{xy}$	Correlação cruzada adimensional
$t$	Intervalo de tempo médio de deslocamento entre os sinais $x$ e $y$ , [s]
$q$	Ângulo de contato do eletrodo junto ao perímetro do tubo, [°] Ângulo de contato do líquido junto ao perímetro do tubo, [°]

## ***Abreviações***

FDP	Função Densidade de Probabilidade
PDF	<i>Probability Density Function</i>



## APÊNDICE A

### MEDIDA DA FRAÇÃO DE VAZIO COM UM MICRÔMETRO

Neste apêndice é apresentada a técnica de medida da fração de vazio e de avaliação da incerteza através da medida da altura ocupada pela fase líquida junto ao diâmetro do tubo utilizando um micrômetro.

A fração de vazio  $\alpha$  definida na seção transversal do tubo é calculada pela razão da área que o gás ocupa pela área total, Figura A.1.

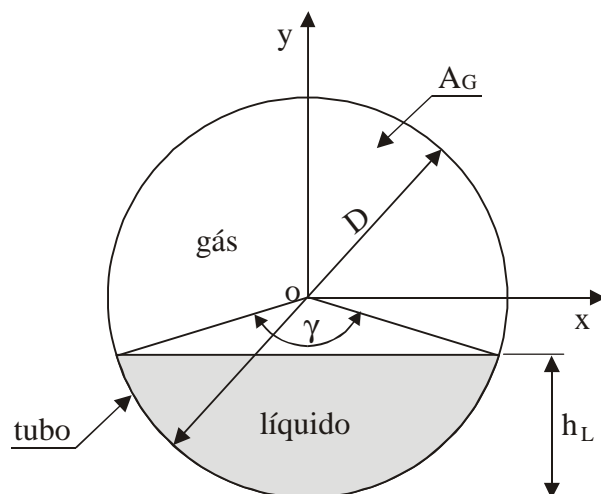


Figura A.1 – Área de seção transversal do tubo

Portanto,

$$\mathbf{a} = \frac{A_G}{A} \quad (\text{A.1})$$

$$A = \frac{\mathbf{p} D^2}{4} \quad (\text{área de seção transversal}) \quad (\text{A.2})$$

onde,  $h_L$  = altura do setor circular ocupado pelo líquido.

Através de relações geométricas a área ocupada pelo gás  $A_G$  é calculada pela seguinte expressão:

$$A_G = \frac{D^2}{4} \left\{ \mathbf{p} - a \cos \left[ 1 - 2 \frac{h_L}{D} \right] + 4 \left( 1 - 2 \frac{h_L}{D} \right) \sqrt{1 - \left( 1 - 2 \frac{h_L}{D} \right)^2} \right\} \quad (\text{A.3})$$

válida quando  $h_L < \frac{D}{2}$  ou  $h_L \geq \frac{D}{2}$ , isto é, válida em toda a faixa de  $h_L = 0$  até  $h_L = D$ .

A expressão da fração de vazio em função de  $h_L$  é determinada substituindo as Eq. (A.2) e (A.3) na expressão da fração de vazio  $\mathbf{a}$ , Eq.(A.1). A Figura A.2 apresenta a função de  $\mathbf{a}$  versus  $h_L/D$ .

$$\mathbf{a} = \frac{1}{\mathbf{p}} \left\{ \mathbf{p} - a \cos \left[ 1 - 2 \frac{h_L}{D} \right] + \left( 1 - 2 \frac{h_L}{D} \right) \sqrt{1 - \left( 1 - 2 \frac{h_L}{D} \right)^2} \right\} \quad (\text{A.4})$$

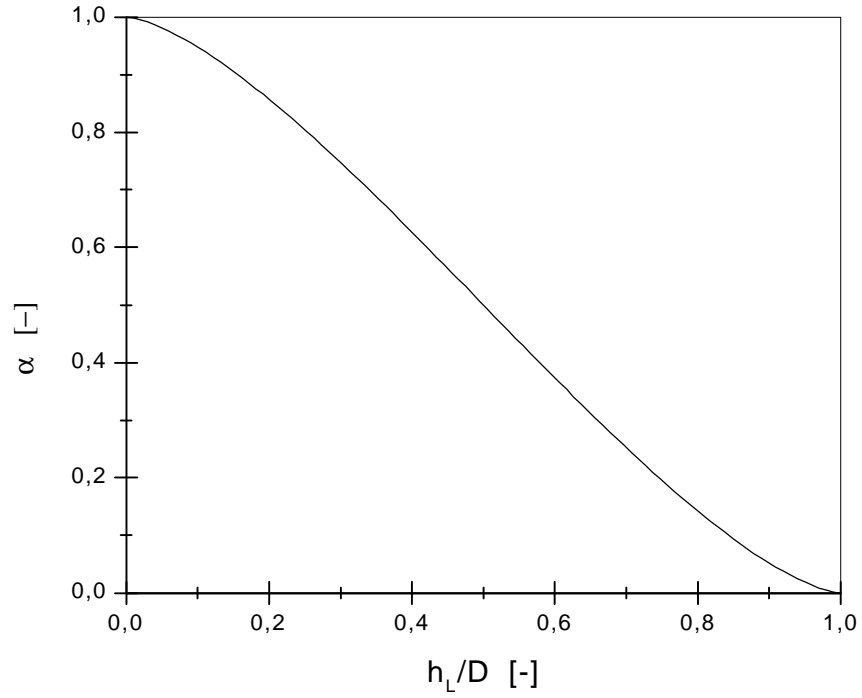


Figura A.2 - Fração de vazio em função da altura de líquido

Avaliação da incerteza  $\mathbf{Da}$ :

De acordo com o método *RSS* (*Root Sum of Squares*) de avaliação da incerteza de grandezas medidas indiretamente [Figliola e Beasley (2000)]:

$$\mathbf{Da} = \sqrt{\left(\frac{\partial \mathbf{a}}{\partial D} \mathbf{DD}\right)^2 + \left(\frac{\partial \mathbf{a}}{\partial h_L} \mathbf{Dh}_L\right)^2} \quad (\text{A.5})$$

onde: 
$$\frac{\partial \mathbf{a}}{\partial D} = \frac{d\mathbf{a}}{dr} \frac{\partial r}{\partial D} = -\frac{d\mathbf{a}}{dr} \frac{h_L}{D^2}$$

$$\frac{\partial \mathbf{a}}{\partial h_L} = \frac{d\mathbf{a}}{dr} \frac{\partial r}{\partial h_L} = \frac{d\mathbf{a}}{dr} \frac{1}{D}$$

e

$$\frac{d\mathbf{a}}{dr} = \frac{4}{\mathbf{p}} \sqrt{1 - \left(1 - \frac{h_L}{D}\right)^2} \quad \text{onde } r = \frac{h_L}{D}$$

A Figura A.3 apresenta a distribuição da derivada  $\mathbf{a}$  em função da variável adimensional  $r = h_L/D$ , indicando claramente um ponto de máximo em  $h_L/D = 0,5$ .

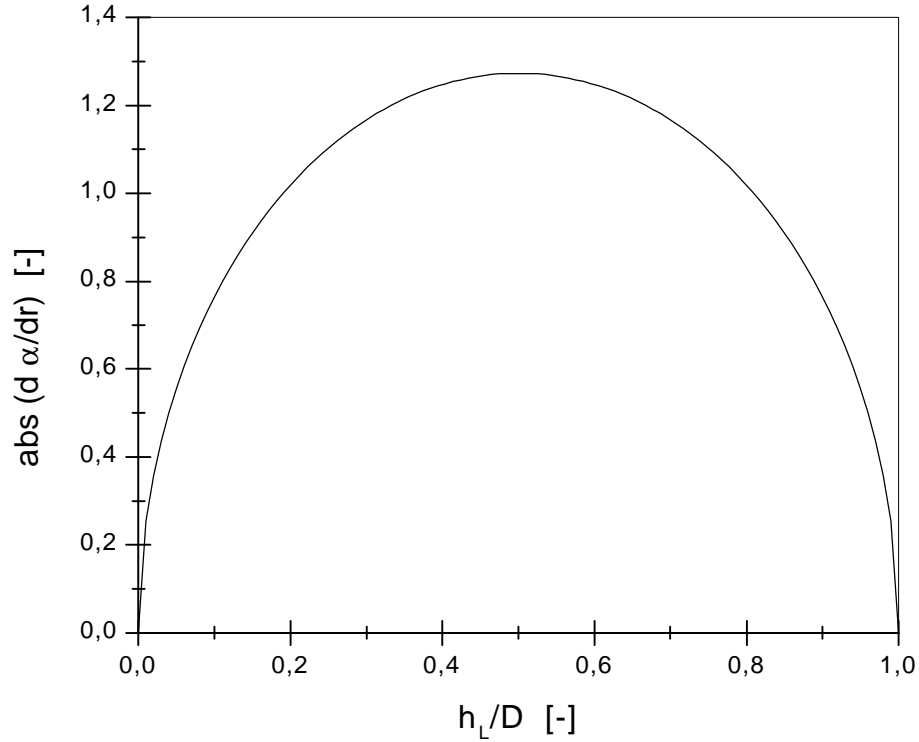


Figura A.3 – Derivada de  $\alpha$  em função de  $h_L/D$

A medida do diâmetro do tubo foi feita com um paquímetro com vernier de 0,02 mm. Foram tomadas 6 medidas do diâmetro numa seção transversal do tubo e a média foi igual a 34,025 mm e desvio padrão de 0,05 mm. Portanto,  $t_{95} = 2,521$  ( $t$  de student p/ 5 graus de liberdade e intervalo de confiança de 95%),

$$DD = \sqrt{0,02^2 + (0,05 \cdot 2,521)^2} = \pm 0,0162 \text{ mm}$$

A medida da altura de líquido  $h_L$  foi feita utilizando um micrômetro com vernier de 0,01 mm.

Logo,

$$Da = \left| \frac{da}{dr} \right| \sqrt{\left( \frac{h_L}{D} \frac{D}{D} \right)^2 + \left( \frac{Dh_L}{D} \right)^2} \quad (\text{A.6})$$

A Figura A.4 apresenta o gráfico de variação da incerteza calculada através da Eq.(A.6) em função da variável adimensional  $r = h_L/D$ . Fica claro que a maior incerteza da medida da fração de vazio associada também a fatores sistemáticos é igual a  $\pm 0,0005$  e ocorre em torno de  $h_L/D = 0,75$ .

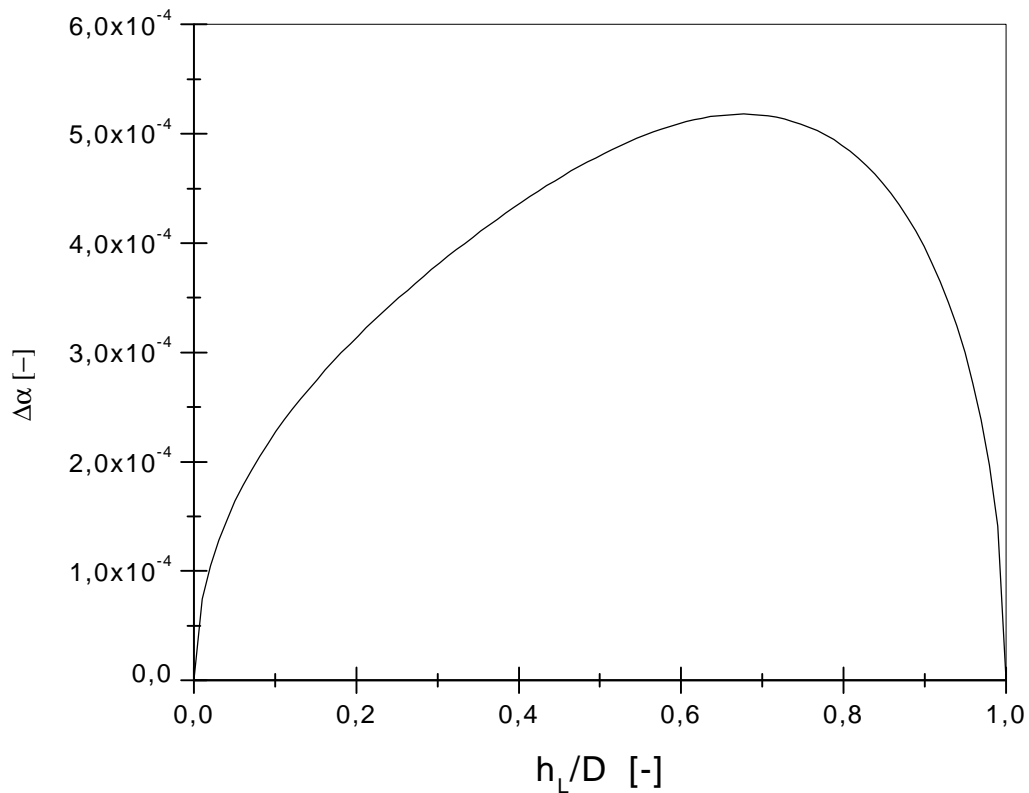


Figura A.4 – Incerteza da fração de vazio  $\alpha$  em função de  $h_L/D$

## APÊNDICE B

### TÉCNICAS DE TRATAMENTO DE DADOS

Neste item são apresentadas algumas técnicas de análise e tratamento de sinais utilizadas neste trabalho.

#### B.1 Média e Desvio Padrão das Amostras

Os valores médios destas grandezas são calculados de acordo com a Eq.(B.1) para um conjunto  $x[i]$  com  $N$  amostras adquiridas.

$$\bar{x} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x[i] \quad (\text{B.1})$$

O desvio padrão da amostra  $x[i]$  é calculado como na Eq.(B.2)

$$dx = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (\bar{x} - x[i])^2}{N - 1}} \quad (\text{B.2})$$

A Figura B.1 mostra o diagrama de blocos das rotinas de cálculo de médias e desvio padrões de amostras. Nas Figuras (a) e (b) o somatório é efetuado com auxílio da variável

SUM.

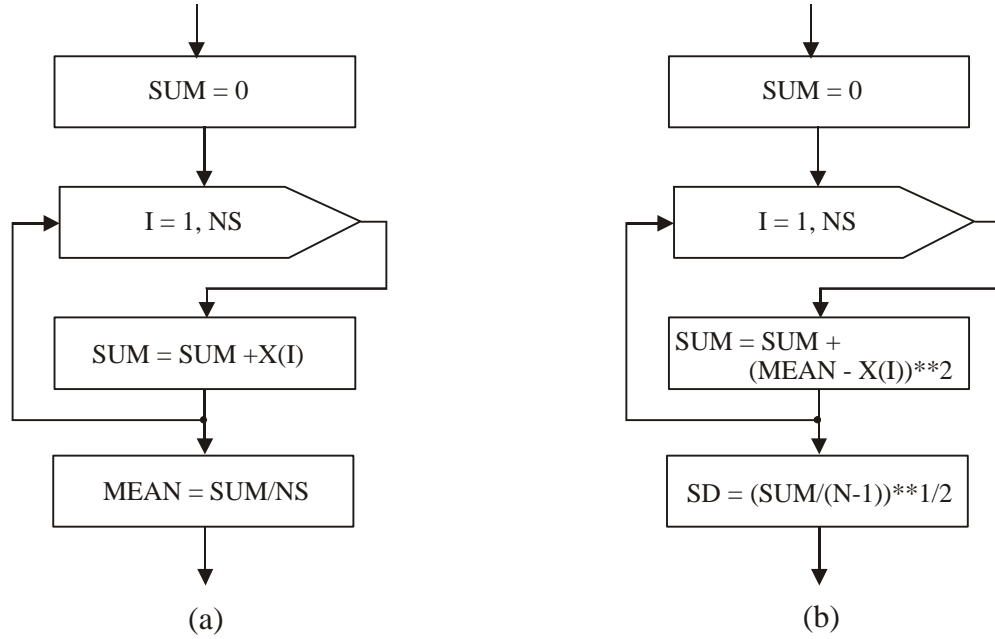


Figura B.1 – Rotinas de cálculo das médias e desvios padrões de amostras

## B.2 Filtragem Digital dos Sinais

O tipo de filtro utilizado neste trabalho é o chamado "*moving average filter*" descrito por Smith (1999) que é ideal para sinais processados no domínio do tempo. Como o nome implica, o "filtro das médias moventes" percorre o sinal de entrada de  $N$  amostras calculando as médias de um número  $M$  de amostras produzindo um sinal de saída com  $N - M + 1$  amostras. A Eq.(B.3) apresenta o princípio de operação deste filtro.

$$y[i] = \frac{1}{M} \sum_{j=0}^{M-1} x[i+j] \quad (\text{B.3})$$

onde  $y[i]$  é o sinal discreto de saída e  $x[i]$  é o sinal de entrada. Por exemplo, o sinal de saída com índice 80 para  $M = 5$ , que é o número de amostras em cada média, é dado por

$$y[80] = \frac{x[80] + x[81] + x[82] + x[83] + x[84]}{5} \quad (\text{B.4})$$

Da mesma forma como para o  $y[80]$ , o sinal é processado para cada  $y[i]$ , com  $i$  desde 1 até  $N - M + 1$ .

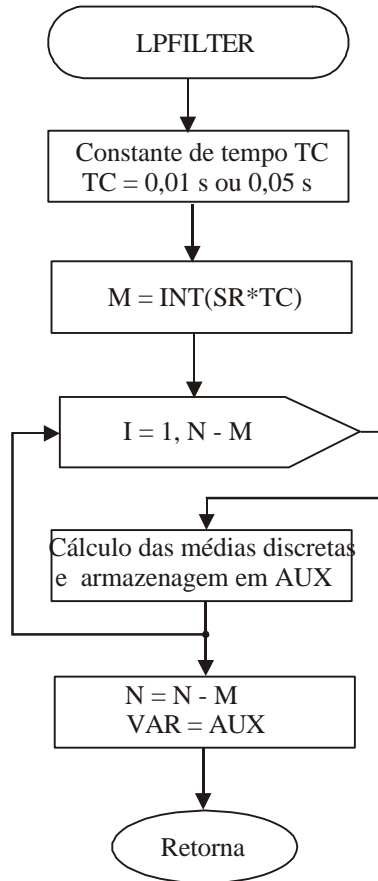


Figura B.2 – Subprograma de filtragem de sinais

A Figura B.2 apresenta o diagrama em blocos do subprograma do filtro passa-baixa. A variável  $M$  é calculada como a parte inteira do produto da constante de tempo do filtro pela taxa de aquisição das amostras. Dentro do laço são calculadas as médias discretas de acordo com a Eq.(B.3) e armazenadas na variável AUX. Finalmente, o número de amostras original é reduzido por  $M$  e a variável de sinal VAR recebe os valores de AUX.



### B.3 Densidade de Probabilidade

Para distribuições discretas como os sinais adquiridos de  $h_L$ , a FDP é calculada a partir do histograma do conjunto de amostras, isto é, num histograma os valores de  $x_i$  são organizados em  $N_F$  famílias onde  $Dx$  é o tamanho de cada família que contém  $H_j$  valores de  $x_i$ . Os limites da família  $j$  são  $[x_j, x_j + Dx]$ , onde  $Dx$  é igual a

$$Dx = \frac{(x_i)_{\text{máx}} - (x_i)_{\text{min}}}{N_F} \quad (\text{B.5})$$

Portanto, a somados elementos do histograma é igual ao número de amostras  $N$

$$\sum_{j=1}^{N_F} H_j = N \quad (\text{B.6})$$

A densidade de probabilidade de cada família é calculada normalizando a Eq. (B.6) da seguinte forma,

$$\sum_{j=1}^{N_F} h_j = 1 \quad (\text{B.7})$$

onde  $h_j = H_j / N$ .

O conjunto de valores de  $h_j$  versus o valor médio de cada família representa a função densidade de probabilidade (FDP).

A Figura B.3 apresenta o diagrama em blocos do subprograma de cálculo da densidade de probabilidade de um conjunto qualquer  $x[i]$  com  $N$  amostras. O intervalo entre as famílias é calculado como a diferença entre os valores máximo e mínimo das amostras  $x[i]$  dividido pelo número de famílias NFAM como indicado na Eq.(B.5). O histograma é determinado através de um processo de contagem do número de ocorrências do valor das  $N$  amostras dentro do intervalo de cada família. Finalmente o histograma é

normalizado de acordo com a Eq.(B.7).

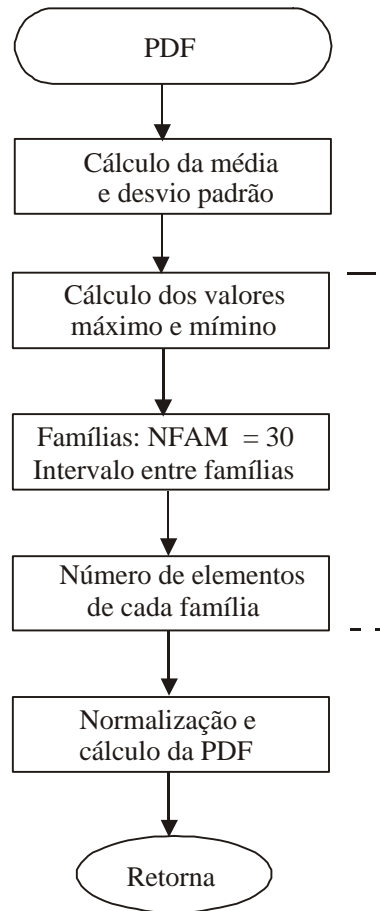


Figura B.3 – Diagrama do subprograma de cálculo da densidade de probabilidade de uma amostra

### B.3 Correlação Cruzada de Sinais

A correlação cruzada de dois sinais provenientes de transdutores semelhantes instalados junto ao escoamento de fluido a uma pequena distância conhecida  $L$  é calculada através da Eq.(B.8) [Yang e Beck (1997)]. Os sinais se apresentam de forma semelhante, porém, com certo deslocamento no tempo como mostrado na Figura B.4.

$$R_{xy}(t) = \frac{1}{T} \int_0^T x(t) y(t + t) dt \quad (\text{B.8})$$

onde  $x(t)$  e  $y(t)$  são os sinais detectados pelos transdutores a jusante e a montante, respectivamente;

$t$  deslocamento qualquer no tempo;

$T$  é o tempo total de integração.

A operação matemática representada pela Eq.(B.8) é chamada de convolução e é adequada para sinais com características aleatórias muito comuns no estudo de escoamento bifásico de fluidos.

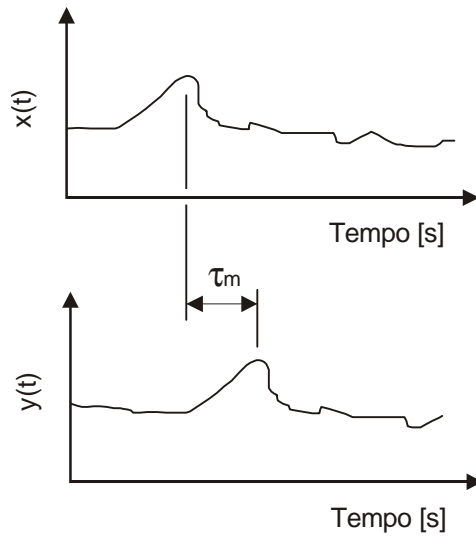


Figura B.4 – Deslocamento temporal dos sinais

Em geral, é computada a forma normalizada de  $R_{xy}$  definida da seguinte forma:

$$r_{xy}(t) = \frac{R_{xy}(t)}{\sqrt{R_{xx}(0) R_{yy}(0)}} \quad (\text{B.9})$$

onde  $R_{xx}(0)$  e  $R_{yy}(0)$  são as funções de auto-correlação calculadas em  $t = 0$  e definidas como

$$R_{xx}(t) = \frac{1}{T} \int_0^T x(t) x(t+t) dt \quad (\text{B.10})$$

$$R_{yy}(t) = \frac{1}{T} \int_0^T y(t) y(t+t) dt \quad (\text{B.11})$$

Em termos discretos as Eq.(B.8)-(B.11) são escritas da seguinte forma:

$$r_{xy}(j) = \frac{R_{xy}(j)}{\sqrt{R_{xx}(0) R_{yy}(0)}} \quad j = 0, 1, 2, \dots, M \quad (\text{B.12})$$

$$R_{xx}(j) = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x[i] x[i+j] \quad j = 0, 1, 2, \dots, M \quad (\text{B.13})$$

$$R_{yy}(j) = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N y[i] y[i+j] \quad j = 0, 1, 2, \dots, M \quad (\text{B.14})$$

$$R_{xy}(j) = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x[i] y[i+j] \quad j = 0, 1, 2, \dots, M \quad (\text{B.15})$$

onde  $N$  é o número de amostras do processo de soma;

$M$  é o número de amostras no cálculo da correlação cruzada, isto é, a faixa do tempo de deslocamento.

Para dois conjuntos de amostras  $x[i]$  e  $y[i]$  adquiridas simultaneamente e com  $N_S$  amostras é válida a seguinte condição,

$$N + M \leq N_S \quad (\text{B.16})$$

Neste trabalho o processo de correlação cruzada de sinais foi sempre efetuado com

$$N = \frac{N_S}{2} \quad e \quad M = \frac{N_S}{2} \quad (\text{B.17})$$

A função representada pelas Eq.(B.9) ou (B.12) possui um ponto de máximo quando o deslocamento de tempo ( $t$  ou  $j$ ) é igual ao tempo transiente do escoamento, isto é, quando ocorre uma superposição dos dois sinais. No entanto, o processo de cálculo da correlação cruzada exige um grande trabalho computacional e que aumenta geometricamente com o tamanho do conjunto de amostras.

A operação representada pela soma do produto de duas amostras, Eq.(B.13)-(B.15) poderia ser efetuada como uma soma dos quadrados (ou módulo) das de diferenças representada pela Eq.(B.18) e, neste caso, a função tem um ponto de mínimo no tempo transiente do escoamento. Como são necessárias duas operações: uma subtração e uma multiplicação; aumenta o trabalho computacional e o tempo de processamento o que constitui uma desvantagem, porém, esta técnica pode mostrar-se conveniente para sinais próximos daqueles com características mais periódicas e menos aleatórias.

$$R_{xy}(t) = \frac{1}{T} \int_0^T [x(t) - y(t + t)]^2 dt \quad (\text{B.18})$$

Quando o conjunto de amostras é adquirido apropriadamente a função de correlação cruzada  $R_{xy}$  em função do deslocamento  $j$  é obtida diretamente das equações apresentadas anteriormente e, assim, é selecionada a amostra deslocada de número  $k$  fornece o maior valor de  $R_{xy}(k)$ . Multiplicando este número da amostra deslocada pelo intervalo de tempo  $Dt = 1/S_R$ , onde  $S_R$  é a taxa de aquisição do conjunto de amostras, obtém-se o tempo de deslocamento  $t^* = k Dt$ , porém, esta metodologia apresenta um erro discretização de  $\pm Dt$  /

2 que pode ser reduzido através de interpolação como mostrado na Figura B.5.

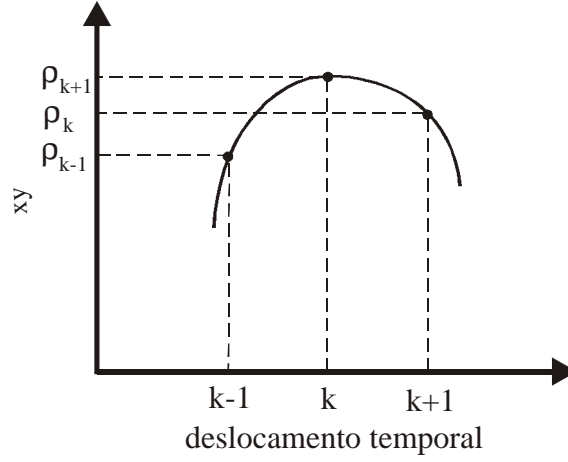


Figura B.5 – Curva da função de correlação cruzada normalizada com três pontos de amostras em torno do ponto de máximo

Na Figura B.5 uma equação quadrática pode ser ajustada entre os três pontos mostrados da seguinte forma:

$$r = ax^2 + bx + c \quad (\text{B.19})$$

onde  $a$ ,  $b$  e  $c$  são calculados através da solução do seguinte sistema de três equações:

$$r_{k-1} = a(k-1)^2 + b(k-1) + c \quad (\text{B.20})$$

$$r_k = ak^2 + bk + c \quad (\text{B.21})$$

$$r_{k+1} = a(k+1)^2 + b(k+1) + c \quad (\text{B.22})$$

O ponto de máximo da Eq.(B.11) ocorre quando

$$\frac{d\mathbf{r}}{dx} = 2ax + b = 0 \quad (\text{B.23})$$

isto é, quando

$$x|_{\mathbf{r}=\text{máx}} = -\frac{b}{2a} \quad (\text{B.24})$$

Resolvendo o sistema de equações (B.20)-(B.22) obtém-se

$$a = \frac{1}{2}(\mathbf{r}_{k+1} - 2\mathbf{r}_k + \mathbf{r}_{k-1}) \quad (\text{B.25})$$

$$b = \frac{1}{2}(\mathbf{r}_{k+1} - \mathbf{r}_{k-1}) - k(\mathbf{r}_{k+1} - 2\mathbf{r}_k + \mathbf{r}_{k-1}) \quad (\text{B.26})$$

Assim,

$$x|_{\mathbf{r}=\text{máx}} = k - \frac{1}{2} \frac{\mathbf{r}_{k+1} - \mathbf{r}_{k-1}}{\mathbf{r}_{k+1} - 2\mathbf{r}_k + \mathbf{r}_{k-1}} \quad (\text{B.27})$$

Uma melhor estimativa do deslocamento de tempo é calculada da seguinte forma

$$\mathbf{t}^* = \left( k - \frac{1}{2} \frac{\mathbf{r}_{k+1} - \mathbf{r}_{k-1}}{\mathbf{r}_{k+1} - 2\mathbf{r}_k + \mathbf{r}_{k-1}} \right) \frac{1}{S_R} \quad (\text{B.28})$$

Esta técnica pode reduzir substancialmente o erro de discretização e foi utilizado neste trabalho.

Finalmente, conhecidos o deslocamento de tempo entre os conjuntos de as amostras  $x[i]$  e  $y[i]$  representado por  $\mathbf{t}^*$  e o espaçamento entre os sensores  $L$ , a velocidade média

do escoamento pode ser determinada,

$$V = \frac{L}{t^*} \quad (\text{B.29})$$

A Figura B.6 apresenta o diagrama em blocos do subprograma de correlação cruzada de entre duas amostras de sinais. Inicialmente é ajustado tempo característico  $TMAX$  dos conjuntos de amostras que devem ser muitas vezes maiores do que o deslocamento de tempo  $t^*$  que foi ajustado entre 30 e 60 segundos dependendo do ponto de teste, isto é, quanto mais próximos  $x[i]$  e  $y[i]$  (ou mais veloz o escoamento), menor tempo característico utilizado no processo de correlação cruzada. Com isto é possível diminuir o trabalho computacional evitando operar com todo o conjunto de amostras originais que para ambos os sinais  $x[i]$  e  $y[i]$  foi em geral entre 3 e 5 minutos (com até 750000 amostras a 2500 Hz, neste caso, o tamanho do conjunto de amostras é igual a 30 segundos x 2500 amostras/segundo = 75000 amostras, dez vezes menor).

O tamanho do conjunto de amostras baseado no tempo característico é calculado com base na taxa de amostragem como a parte inteira do produto do tempo característico  $TMAX$  pela taxa de amostragem original  $SR$ .

São calculados os valores de  $R_{xx}(0)$  e  $R_{yy}(0)$  de forma semelhante ao cálculo da média e desvio padrão discutido no item B.1 segundo as Eq.(B.13) e (B.14) com  $j = 0$  e, finalmente, a função de correlação  $R_{xy}(j)$  segundo a Eq.(B.15) normalizada como indicado na Eq.(B.12).

O passo seguinte é procurar o maior valor de  $R_{xy}(j)$  normalizado e o respectivo índice  $j$  ou  $k$ . São determinados também os índices  $k-1$  e  $k+1$  e procede-se a interpolação de acordo com a Eq.(B.18). Finalmente, é calculada a velocidade média do escoamento  $V$ .



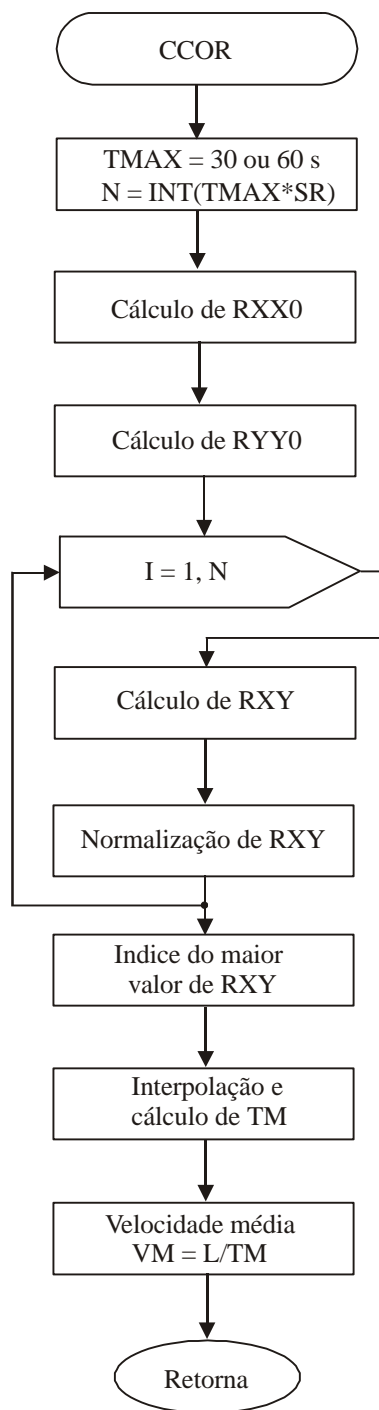


Figura B.6 – Subprograma de correlação cruzada de sinais

## **APÊNDICE C**

### **RELAÇÕES GEOMÉTRICAS PARA AS ÁREAS NA REGIÃO DE SEPARAÇÃO**

Neste item são apresentadas as relações geométricas para o cálculo as áreas das “zonas de influência” junto ao ramal de entrada e que determinam a fração desviada de cada fases através do tê.

Quando o escoamento é pistonado podem ocorrer três situações hipotéticas da geometria das zonas de separação em relação à distribuição espacial das fases no ramal de entrada do tê: escoamento “pseudo-homogêneo” na região do pistão considerando que as bolhas de gás se apresentam completa dispersas na fase líquida; escoamento "pseudo-estratificado" representando a região da bolha alongada sendo que a fase menos densa (gás) escoar por cima da fase mais densa (líquido), Figura C.1.

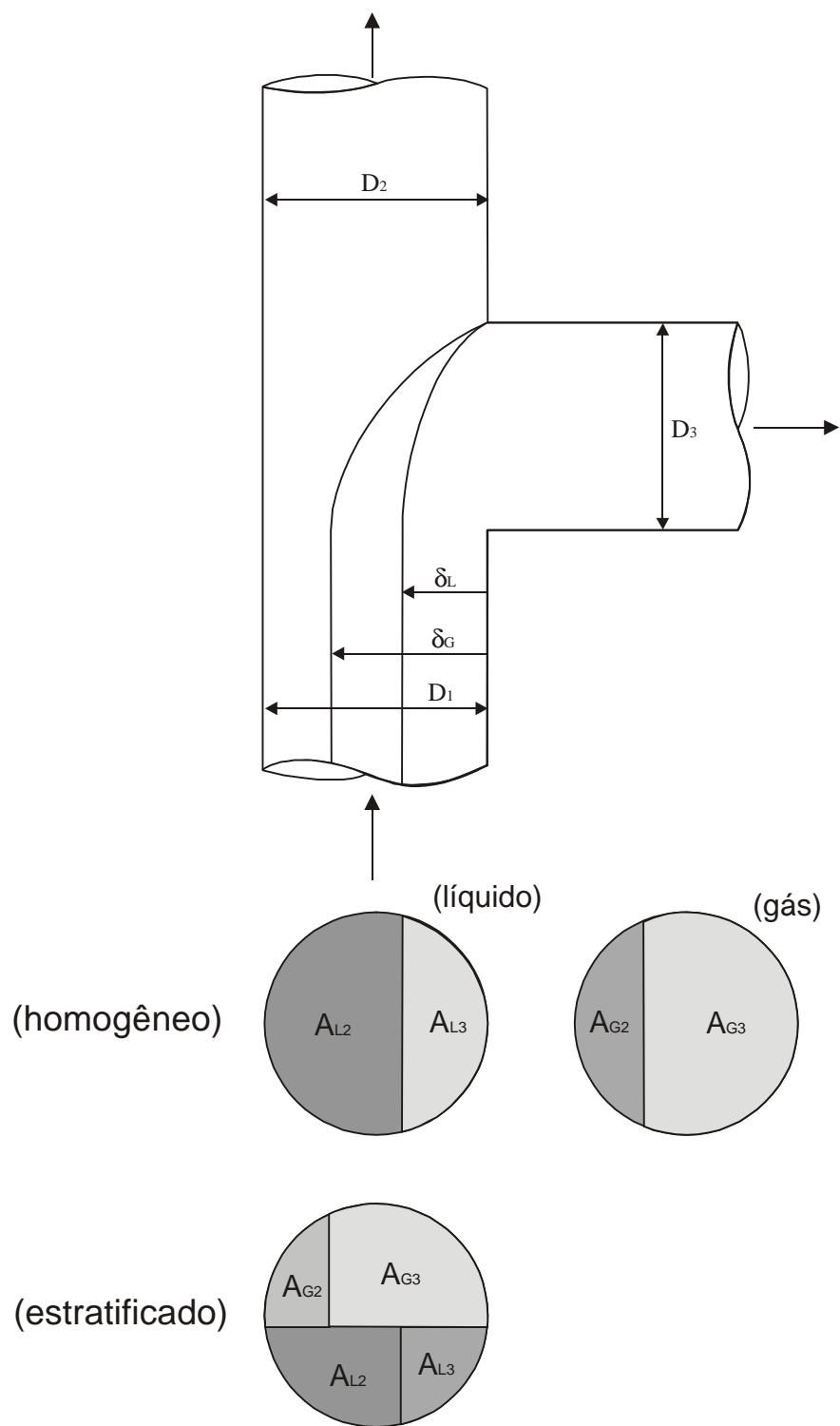


Figura C.1 - Distribuição das áreas de desvio para vários padrões de escoamento na entrada do tê

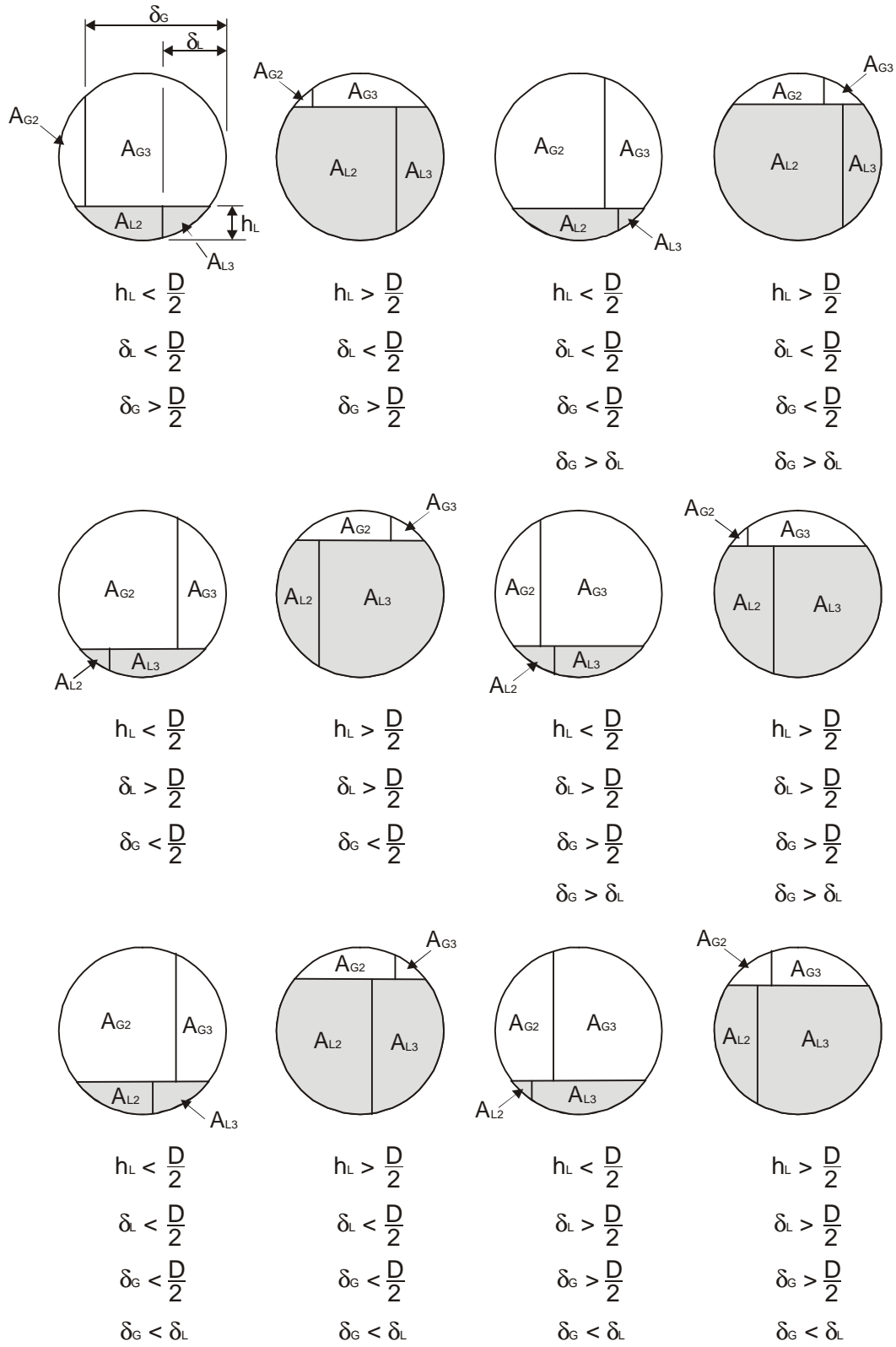


Figura C.2 - Ocorrências de área de desvio para escoamento estratificado

## C.1 Escoamento Homogêneo

Neste caso as áreas de desvio conforme mostradas na Figura 3.7, podem ser calculadas considerando a equação genérica de cálculo do seguimento circular.

$$A_S = \frac{D^2}{4} \left\{ p - a \cos(2r - l) + (2r - l) \sqrt{1 - (2r - l)^2} \right\} \quad (C.1)$$

onde  $r = \frac{h}{D}$ ,  $h$  é a altura do seguimento circular e  $D$  o diâmetro de círculo.

$$A_{L3} = A_S \quad \text{quando} \quad r = \frac{d_L}{D} \quad (C.2)$$

$$A_{L2} = \frac{p D^2}{4} - A_{L3} \quad (C.3)$$

$$A_{G3} = A_S \quad \text{quando} \quad r = \frac{d_G}{D} \quad (C.4)$$

$$A_{G2} = \frac{p D^2}{4} - A_{G3} \quad (C.5)$$

## C.2 Escoamento Estratificado

Como mostrado na Figura C.2, existem doze possibilidades de distribuição das áreas de desvio entre as variáveis  $h_L$ ,  $d_L$  e  $d_G$  para escoamento estratificado. A partir da Eq.(C.1) estes casos podem ser resumidos em quatro, Figura C.3.

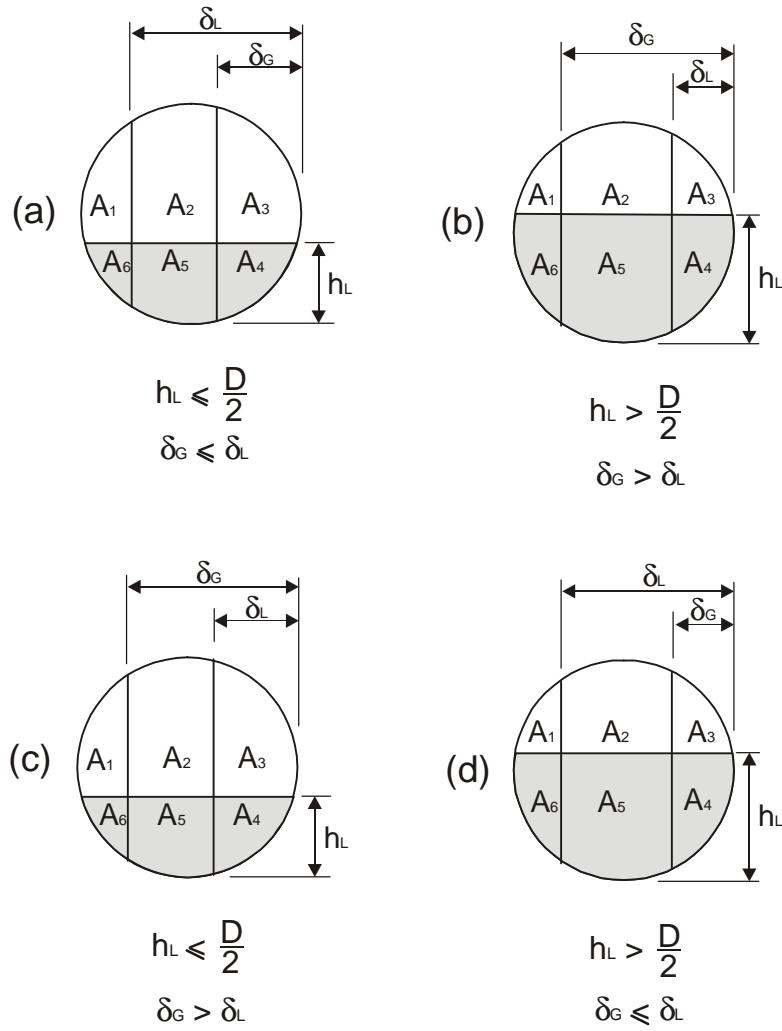


Figura C.3 - Condições básicas para cálculo das áreas de desvio

Da Figura C.4, determina-se as áreas  $A_1, A_2, \dots, A_6$ :

(a)  $h_L \leq \frac{D}{2}$  e  $d_G \leq d_L$ :

$$A_L = A_4 + A_5 + A_6 = A_S \quad \text{quando} \quad r = \frac{h_L}{D} \quad (\text{C.6})$$

$$A_G = A_1 + A_2 + A_3 = A_S \quad \text{quando} \quad r = 1 - \frac{h_L}{D} \quad (\text{C.7})$$

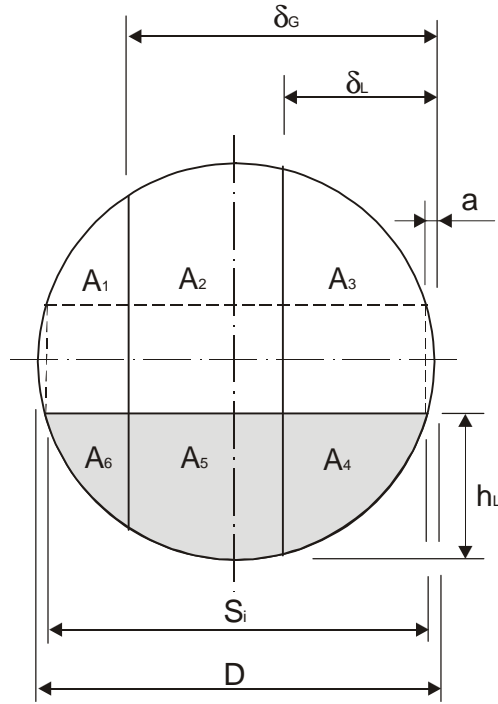


Figura C.4 - Varáveis envolvidas no cálculo das áreas para escoamento estratificado

$$S_i = D \sqrt{1 - (2r - 1)^2} \quad (C.8)$$

$$a = \frac{1}{2}(D - S_i) \quad (C.9)$$

$$A_a = A_S \quad \text{quando} \quad r = \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{S_i}{D} \right) \quad (C.10)$$

$$A_{d_L} = A_S \quad \text{quando} \quad r = \frac{d_L}{D} \quad (C.11)$$

$$A_{d_G} = A_S \quad \text{quando} \quad r = \frac{d_G}{D} \quad (C.12)$$

$$A_{G2} = A_I + A_2 \quad (\text{C.13})$$

$$A_{G3} = A_3 \quad (\text{C.14})$$

$$A_{L2} = A_6 \quad (\text{C.15})$$

$$A_{L3} = A_4 + A_5 \quad (\text{C.16})$$

$$A_4 = \frac{I}{2} \left[ A_{\mathbf{d}_L} - A_a - (D - 2h_L)(\mathbf{d}_G - a) \right] \quad (\text{C.17})$$

$$A_3 = A_{\mathbf{d}_L} - A_4 \quad (\text{C.18})$$

$$A_6 = \frac{I}{2} \left[ A - A_{\mathbf{d}_G} - A_a - (D - 2h_L)(D - \mathbf{d}_L - a) \right] \quad (\text{C.19})$$

$$A_I = A - A_{\mathbf{d}_L} - A_6 \quad (\text{C.20})$$

$$A_2 = A_G - A_I - A_3 \quad (\text{C.21})$$

$$A_5 = A_L - A_4 - A_6 \quad (\text{C.22})$$

(b)  $h_L > \frac{D}{2}$  e  $\mathbf{d}_G > \mathbf{d}_L$ :

As Eq.(C.26)-(C.16), (C.21) e (C.22) do caso (a) são válidas e:

$$A_3 = \frac{I}{2} \left[ A_{\mathbf{d}_L} - A_a - (2h_L - D)(\mathbf{d}_L - a) \right] \quad (\text{C.23})$$



$$A_4 = A_{\mathbf{d}_L} - A_3 \quad (\text{C.24})$$

$$A_I = \frac{I}{2} \left[ A - A_{\mathbf{d}_G} - A_a - (2h_L - D)(D - \mathbf{d}_G - a) \right] \quad (\text{C.25})$$

$$A_6 = A - A_{\mathbf{d}_G} - A_I \quad (\text{C.26})$$

(c)  $h_L \leq \frac{D}{2}$  e  $\mathbf{d}_G > \mathbf{d}_L$ :

As Eq.(C.6)-(C.12) e (C.20)-(C.22) do caso (a) são válidas e:

$$A_{G2} = A_I + A_2 \quad (\text{C.27})$$

$$A_{G3} = A_3 \quad (\text{C.28})$$

$$A_{L2} = A_6 \quad (\text{C.29})$$

$$A_{L3} = A_4 + A_5 \quad (\text{C.30})$$

$$A_4 = \frac{I}{2} \left[ A_{\mathbf{d}_G} - A_a - (D - 2h_L)(\mathbf{d}_G - a) \right] \quad (\text{C.31})$$

$$A_3 = A_{\mathbf{d}_G} - A_4 \quad (\text{C.32})$$

$$A_6 = \frac{I}{2} \left[ A - A_{\mathbf{d}_L} - A_a - (D - 2h_L)(D - \mathbf{d}_L - a) \right] \quad (\text{C.33})$$

(d)  $h_L > \frac{D}{2}$  e  $\mathbf{d}_G \leq \mathbf{d}_L$ :

As Eq.(C.6)-(C.12), (C.21), (C.22) do caso (a) e as Eq.(C.27)-(C.30) do caso (c) são válidas e:

$$A_3 = \frac{I}{2} \left[ A_{\mathbf{d}_G} - A_a - (2h_L - D)(\mathbf{d}_G - a) \right] \quad (\text{C.34})$$

$$A_4 = A_{\mathbf{d}_G} - A_3 \quad (\text{C.35})$$

$$A_I = \frac{I}{2} \left[ A - A_{\mathbf{d}_L} - A_a - (2h_L - D)(D - \mathbf{d}_L - a) \right] \quad (\text{C.36})$$

$$A_6 = A - A_{\mathbf{d}_L} - A_I \quad (\text{C.37})$$

## APÊNDICE D

### MODELAGEM DO CONJUNTO DE ELETRODOS PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Neste apêndice é apresentada a formulação do modelo para simulação do conjunto de eletrodos do medidor de espessura do filme de líquido – HL1 - pelo Método dos Elementos Finitos.

#### D.1 Teoria

O esquema mostrado na Figura D.1 representa a geometria do sensor de capacitância bidimensional (2D) com eletrodos montados verticalmente em relação à gravidade  $\vec{g}$ . Um par de eletrodos côncavos de material condutor de eletricidade (cobre) é montado externamente ao tubo ( $R_2$ ) de material dielétrico (acrílico), um deles recebe diretamente o sinal de excitação com módulo  $V_f$ , chamado de eletrodo fonte (f), e o outro com potencial elétrico imposto zero que forma com o eletrodo fonte uma capacitância  $C_x$ , chamado de eletrodo sensor (s). Uma blindagem de alumínio (b) também com potencial zero envolve todo o conjunto para evitar interferências externas ( $R_3$ ).

Sendo que a frequência do sinal de excitação junto ao eletrodo fonte é igual a 1,0 MHz, o problema pode ser tratado como estático [Xie *et al.* (1992)], neste caso, é

governado pela Lei de Gauss para meios dielétricos considerando que não existem cargas elétricas livres [Silvester e Ferrari (1990)].

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{D} = 0 \quad (D.1)$$

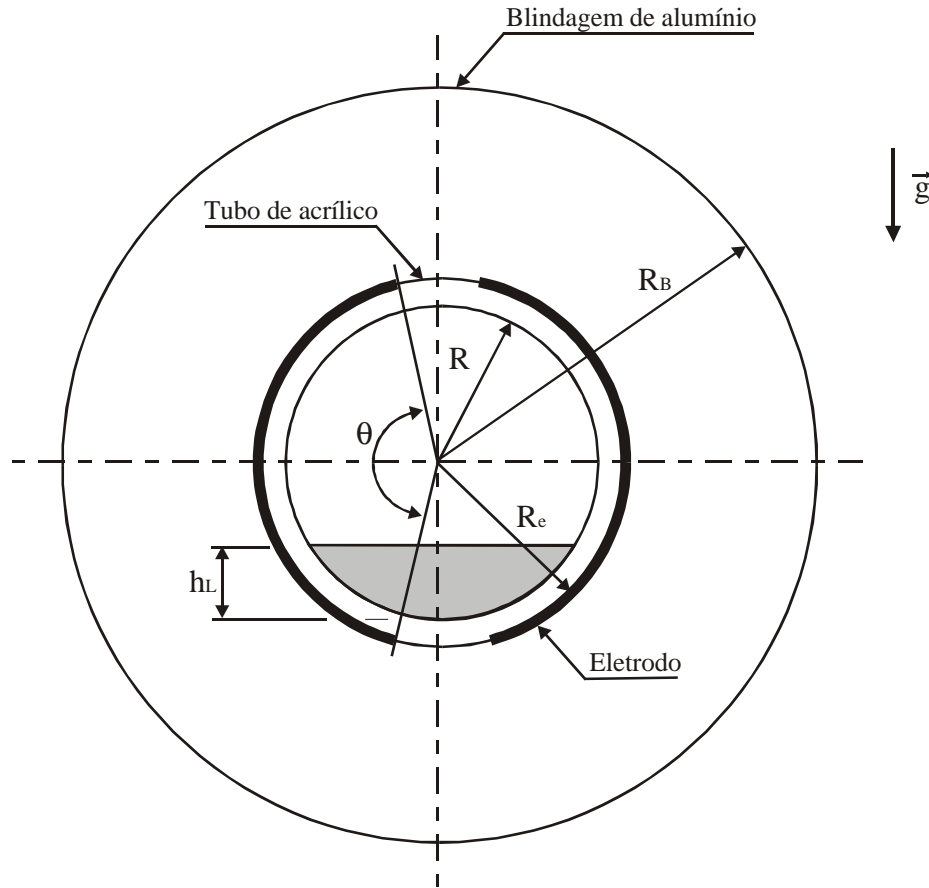


Figura D.1 – Geometria do sensor de capacitância para medida de  $h_L$

$$\vec{D} = \epsilon_0 \epsilon \vec{E} \quad (D.2)$$

onde  $\vec{D}$  é o vetor deslocamento elétrico,  $\epsilon_0$  é a permissividade dielétrica no vácuo e  $\epsilon$  a permissividade dielétrica relativa do meio.

$$\vec{E} = -\vec{\nabla} J \quad (D.3)$$

onde  $j$  é o potencial elétrico escalar.

Substituindo as Eq.(D.2) e (D.3) na Eq.(D.1) obtém-se uma equação de Poisson que deve ser resolvida para o potencial elétrico  $j$ .

$$\vec{\nabla} \cdot [\epsilon_0 \epsilon(x, y) \nabla j(x, y)] = 0 \quad (D.4)$$

com as seguintes condições de contorno (condições de *Dirichlet*):

$$j(x, y) = \begin{cases} V_f & \forall (x, y) \in G_f \\ 0 & \forall (x, y) \in G_s \\ 0 & \forall (x, y) \in G_b \end{cases}$$

onde  $\epsilon(x, y)$  = permissividade dielétrica relativa do meio em (x,y);

$j(x, y)$  = potencial elétrico em (x,y);

$V_f$  = potencial elétrico no eletrodo fonte;

$G_f$  = contorno delimitado pelo eletrodo fonte;

$G_s$  = contorno delimitado pelo eletrodo sensor;

$G_b$  = contorno delimitado pela blindagem.

Simplificando a Eq.(D.4),

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \epsilon_0 \epsilon(x, y) \frac{\partial j}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \epsilon_0 \epsilon(x, y) \frac{\partial j}{\partial y} \right) = 0 \quad (D.5)$$

Sendo  $\epsilon_0$  constante

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \epsilon(x, y) \frac{\partial j}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \epsilon(x, y) \frac{\partial j}{\partial y} \right) = 0 \quad (D.6)$$

A Eq.(D.6) é a uma equação diferencial parcial de segunda ordem com coeficientes não constantes e condições de contorno essenciais. Portanto, trata-se de um problema elíptico que será resolvido pelo Método dos Elementos Finitos.

#### Cálculo da capacitância entre os eletrodos C

A capacitância  $C_x$  é calculada pela Lei de Gauss de campos elétricos em meios dielétricos na forma integral:

$$\frac{Q}{\epsilon_0} = \oint_{G_s} \mathbf{e}(x, y) \cdot \vec{E} \cdot d\vec{l} \quad (D.7)$$

onde  $Q$  = carga elétrica detectada pelo eletrodo fonte;

$\vec{E}$  = vetor campo elétrico;

$\vec{l}$  = vetor elemento de comprimento (problema 2D).

Sendo

$$C_x = \frac{Q}{j_f - j_s} \quad (D.8)$$

Substituindo a Eq. (D.7) na Eq.(D.8)

$$C_x = \frac{-\epsilon_0 \oint_{G_s} \mathbf{e}(x, y) \cdot \vec{\nabla} j(x, y) \cdot d\vec{l}}{j_f - j_s} \quad (D.9)$$

Portanto,  $C_x$  é a capacitância por unidade de comprimento do eletrodo sensor.

## D.2 O método de Galerkin

A Eq.(D.6) é aplicada num domínio bidimensional  $W$  e com contorno  $G$ , Figura D.2, numa situação geral poderia estar sujeita a condições de contorno essenciais ou de *Dirichlet* e a condições naturais ou de *Neumann*:

$$\mathbf{j} = \bar{\mathbf{j}} \quad \text{em } G_1 \quad (\text{essenciais}) \quad (\text{D.10})$$

$$q = \mathbf{e} \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial n} = n_x \mathbf{e} \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial x} + n_y \mathbf{e} \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial y} = \bar{q} \quad \text{em } G_2 \quad (\text{naturais}) \quad (\text{D.11})$$

onde  $n_x$  e  $n_y$  são os cossenos diretores normais à superfície de contorno e  $\bar{q}$  é o módulo do fluxo, Figura D.2.

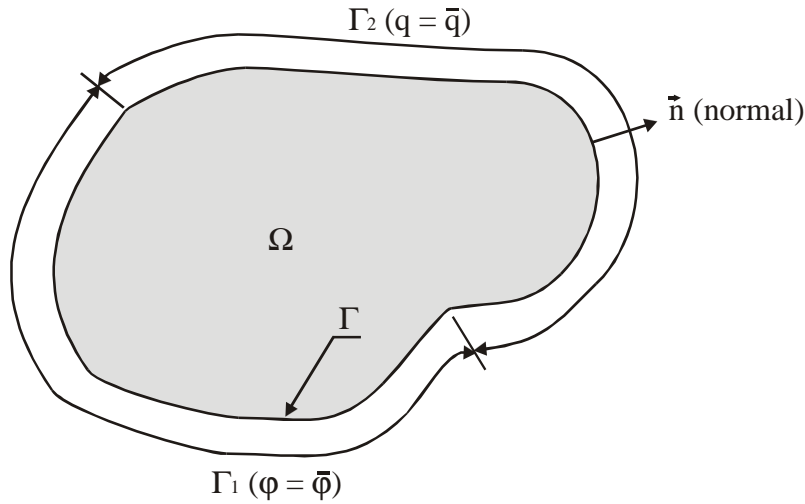


Figura D.2 – Domínio do problema e regiões do contorno

Quando  $\mathbf{j}$  é a solução exata da Eq.(D.4), ambas as condições Eq.(D.10) e (D.11) são identicamente satisfeitas, porém, se  $\mathbf{j}$  é uma solução aproximada erros são introduzidos da seguinte forma:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial y} \right) = \mathbf{d}_1 \neq 0 \quad (\text{D.12})$$

$$\bar{\mathbf{J}} - \mathbf{j} = \mathbf{d}_2 \neq 0 \quad (\text{D.13})$$

$$\bar{q} - n_x \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial x} + n_y \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial y} = q - \bar{q} = \mathbf{d}_3 \neq 0 \quad (\text{D.14})$$

A solução aproximada  $\mathbf{j}$  será adequada quando os erros forem minimizados, porém, nota-se através da Eq.(D.12) que existe um erro  $\mathbf{d}_1$  para cada ponto  $(x, y)$  do domínio  $\mathbf{W}$  e, similarmente, um erro  $\mathbf{d}_2$  e  $\mathbf{d}_3$ , Eq. (D.13) e (D.14), para cada ponto das fronteiras  $\mathbf{G}_1$  e  $\mathbf{G}_2$ , respectivamente. Assim, o processo de minimização de erros deve ter um sentido global.

O método de minimização de erros mais popular é o método de Galerkin que é baseado numa técnica de resíduos ponderados. A equação de minimização de erros é escrita da seguinte forma:

$$\int_{\mathbf{W}} \mathbf{d}_1 w_{1,i} d\mathbf{W} + \int_{\mathbf{G}_1} \mathbf{d}_2 w_{2,i} d\mathbf{W} + \int_{\mathbf{G}_2} \mathbf{d}_3 w_{3,i} d\mathbf{W} = 0 \quad (\text{D.15})$$

onde  $w_{1,i}$ ,  $w_{2,i}$  e  $w_{3,i}$  são diferentes tipos de funções de ponderação de erros. A expressão da Eq.(D.15) representa um sistema de  $n$  equações que permite que a solução aproximada  $\mathbf{j}$  seja determinada.

No método de Galerkin a solução aproximada é da seguinte forma

$$\mathbf{j} = \mathbf{a}_1 \mathbf{F}_1 + \mathbf{a}_2 \mathbf{F}_2 + \cdots + \mathbf{a}_n \mathbf{F}_n = \sum_{i=1}^n \mathbf{a}_i \mathbf{F}_i \quad (\text{D.16})$$



onde  $F_i$  são funções prescritas linearmente independentes usualmente polinômios, funções trigonométricas ou outras funções bem comportadas. Os  $a_i$  são parâmetros ajustáveis desconhecidos determinados através da solução da Eq.(D.15).

No método de Galerkin a aproximação representada pela Eq.(D.16) é escolhida de tal forma que a condição de contorno representada pela Eq.(D.13) é identicamente satisfeita e as funções de ponderação  $w_i$  são tomadas iguais a uma combinação das funções prescritas  $F_i$ .

Assim,

$$\int_W d_1 F_i dW + \int_G d_3 F_i dG = 0 \quad i = 1, 2, \dots, k \quad (D.17)$$

ou

$$\begin{aligned} \int_W \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial y} \right) \right] F_i dW + \\ \int_G \left[ \bar{q} - n_x \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial x} + n_y \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial y} \right] F_i dG = 0 \end{aligned} \quad (D.18)$$

A solução da Eq.(D.18) conduz aos valores dos parâmetros ajustáveis  $a_i$  que definem a melhor solução da forma representada pela Eq.(D.16).

### D.3 Formulação pelo Método dos Elementos Finitos

A minimização do erro é feita de forma global em todo o domínio  $\Omega$  no método de Galerkin. No Método dos Elementos Finitos o domínio do problema é subdividido em um conjunto de pequenas regiões de dimensões finitas chamadas de elementos. Os erros são computados individualmente para cada elemento sendo que cada um possui uma solução

aproximada. Assim, o erro a ser minimizado é representado pela soma dos erros em cada elemento.

O primeiro passo de solução pelo MEF é a discretização do domínio como mostrado na Figura D.3 representando o domínio  $W$  discretizado em  $m$  elementos triangulares de três nós interconectados em  $n$  pontos nodais ou nós. O passo seguinte é a escolha é seleccionar uma solução aproximada para cada elemento que, neste trabalho, foi escolhida uma forma bastante simples válida para um elemento genérico  $e$ :

$$\mathbf{j} = \mathbf{a}_1 + \mathbf{a}_2 x + \mathbf{a}_3 y \quad (\text{D.19})$$

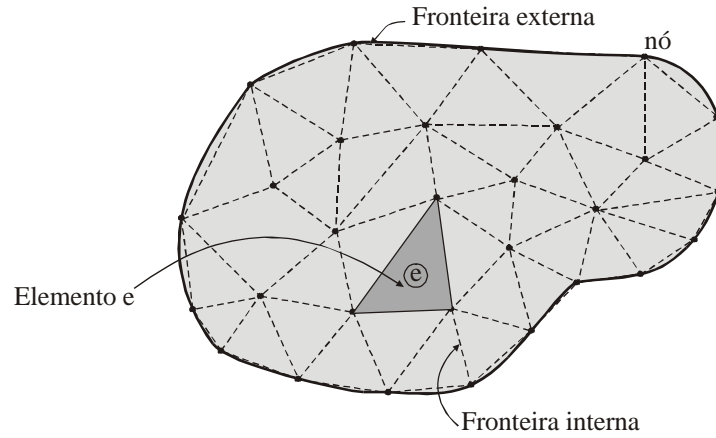


Figura D.3 – Discretização do domínio do problema

Sendo que, de acordo com a Eq.(D.16),  $n = 3$  (três pontos nodais);  $\mathbf{F}_1 = 1$ ;  $\mathbf{F}_2 = x$ ; e  $\mathbf{F}_3 = y$ .

Baseado nas coordenadas indicadas na Figura D.4, a Eq.(D.19) pode ser aplicada a cada nó da seguinte forma

$$\begin{aligned}
j_1 &= a_1 + a_2 x_1 + a_3 y_1 \\
j_2 &= a_1 + a_2 x_2 + a_3 y_2 \\
j_3 &= a_1 + a_2 x_3 + a_3 y_3
\end{aligned} \tag{D.20}$$

ou na forma matricial

$$\begin{Bmatrix} j_1 \\ j_2 \\ j_3 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & x_1 & y_1 \\ 1 & x_2 & y_2 \\ 1 & x_3 & y_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \end{Bmatrix} \tag{D.21}$$

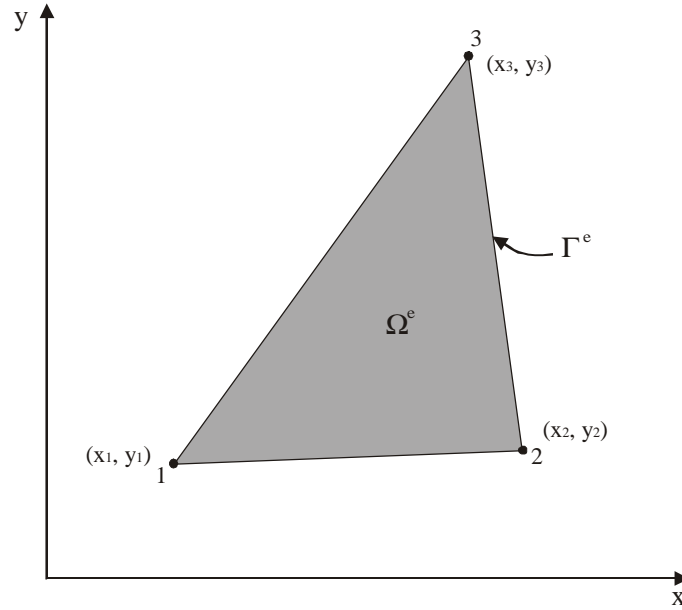


Figura D.4 – Elemento triangular de três nós

Invertendo Eq.(D.21),

$$\begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} j_1 \\ j_2 \\ j_3 \end{Bmatrix} \tag{D.22}$$

onde,

$$\begin{aligned}
C_{11} &= \frac{(x_2 y_3 - x_3 y_2)}{W^e} & C_{12} &= \frac{(x_3 y_1 - x_1 y_3)}{W^e} & C_{13} &= \frac{(x_1 y_2 - x_2 y_1)}{W^e} \\
C_{21} &= \frac{(y_2 - y_3)}{W^e} & C_{22} &= \frac{(y_3 - y_1)}{W^e} & C_{23} &= \frac{(y_1 - y_2)}{W^e} \\
C_{31} &= \frac{(x_3 - x_2)}{W^e} & C_{32} &= \frac{(x_1 - x_3)}{W^e} & C_{33} &= \frac{(x_2 - x_1)}{W^e}
\end{aligned} \tag{D.23}$$

onde  $\Omega^e$  = área do elemento.

A Eq.(D.22) pode ser reescrita da seguinte forma

$$\begin{aligned}
\mathbf{a}_1 &= C_{11} \mathbf{j}_1 + C_{12} \mathbf{j}_2 + C_{13} \mathbf{j}_3 \\
\mathbf{a}_2 &= C_{21} \mathbf{j}_1 + C_{22} \mathbf{j}_2 + C_{23} \mathbf{j}_3 \\
\mathbf{a}_3 &= C_{31} \mathbf{j}_1 + C_{32} \mathbf{j}_2 + C_{33} \mathbf{j}_3
\end{aligned} \tag{D.24}$$

Assim, a Eq.(D.19) torna-se

$$\mathbf{j} = \mathbf{j}_1 y_1 + \mathbf{j}_2 y_2 + \mathbf{j}_3 y_3 \tag{D.25}$$

onde

$$\begin{aligned}
y_1 &= C_{11} + C_{21} x + C_{31} y \\
y_2 &= C_{12} + C_{22} x + C_{32} y \\
y_3 &= C_{13} + C_{23} x + C_{33} y
\end{aligned} \tag{D.26}$$

Na Eq.(D.25) os parâmetros ajustáveis são agora os potenciais desconhecidos nos pontos nodais 1, 2 e 3. As funções prescritas  $y_i$  seguem as mesmas regras das funções originais  $F_i$ . Assim, a Eq.(D.18) pode ser reescrita para o elemento  $e$  da seguinte forma:

$$\int_{W^e} \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial y} \right) \right] y_i dW +$$

$$\int_{\mathbf{G}^e} \left[ \bar{q} - n_x \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial x} + n_y \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial y} \right] \mathbf{y}_i d\mathbf{G} = 0 \quad (\text{D.27})$$

O grau das diferenciais parciais pode ser reduzido integrando-se por partes o primeiro termo em  $\Omega^e$  da Eq.(D.27) utilizando o Teorema de Green [Kreyszig (1999)], resultando em:

$$\begin{aligned} \int_{\mathbf{W}^e} \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial y} \right) \right] \mathbf{y}_i d\mathbf{W} &= \int_{\mathbf{W}^e} \frac{\partial}{\partial x} \left[ \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial x} \mathbf{y}_i \right] d\mathbf{W} \\ &- \int_{\mathbf{W}^e} \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{y}_i}{\partial x} \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial x} d\mathbf{W} + \int_{\mathbf{W}^e} \frac{\partial}{\partial y} \left[ \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial y} \mathbf{y}_i \right] d\mathbf{W} - \int_{\mathbf{W}^e} \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{y}_i}{\partial y} \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial y} d\mathbf{W} \quad (\text{D.28}) \end{aligned}$$

$$= - \int_{\mathbf{W}^e} \left[ \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial x} \frac{\partial \mathbf{y}_i}{\partial x} + \mathbf{e}(x, y) \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial y} \frac{\partial \mathbf{y}_i}{\partial y} \right] d\mathbf{W} + \int_{\mathbf{G}^e} \mathbf{e}(x, y) \left[ n_x \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial x} + n_y \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial y} \right] d\mathbf{G} \quad (\text{D.29})$$

Substituindo a Eq.(D.29) na Eq.(D.27) obtém-se

$$\int_{\mathbf{W}^e} \mathbf{e}(x, y) \left[ \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial x} \frac{\partial \mathbf{y}_i}{\partial x} + \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial y} \frac{\partial \mathbf{y}_i}{\partial y} \right] d\mathbf{W} - \int_{\mathbf{G}^e} \bar{q} \mathbf{y}_i d\mathbf{G} = 0 \quad (\text{D.30})$$

Introduzindo as aproximações das Eq.(D.25) e (D.26) e considerando que para um certo elemento  $e$  a permissividade dielétrica é constante:  $\mathbf{e}(x, y) = \mathbf{e}^e$  obtém-se três equações,

$$\begin{aligned} \int_{\mathbf{W}^e} \mathbf{e}^e \left[ (\mathbf{j}_1 C_{21} + \mathbf{j}_2 C_{22} + \mathbf{j}_3 C_{23}) C_{21} + (\mathbf{j}_1 C_{31} + \mathbf{j}_2 C_{32} + \mathbf{j}_3 C_{33}) C_{31} \right] d\mathbf{W} - \\ \int_{\mathbf{G}^e} \bar{q} (C_{11} + C_{21}x + C_{31}y) d\mathbf{G} = 0 \quad (\text{D.31}) \end{aligned}$$

$$\int_{\mathbf{W}^e} \mathbf{e}^e [(\mathbf{j}_1 C_{21} + \mathbf{j}_2 C_{22} + \mathbf{j}_3 C_{23}) C_{22} + (\mathbf{j}_1 C_{31} + \mathbf{j}_2 C_{32} + \mathbf{j}_3 C_{33}) C_{32}] d\mathbf{W} - \int_{\mathbf{G}^e} \bar{q}(C_{12} + C_{22}x + C_{32}y) d\mathbf{G} = 0 \quad (\text{D.32})$$

$$\int_{\mathbf{W}^e} \mathbf{e}^e [(\mathbf{j}_1 C_{21} + \mathbf{j}_2 C_{22} + \mathbf{j}_3 C_{23}) C_{23} + (\mathbf{j}_1 C_{31} + \mathbf{j}_2 C_{32} + \mathbf{j}_3 C_{33}) C_{33}] d\mathbf{W} - \int_{\mathbf{G}^e} \bar{q}(C_{13} + C_{23}x + C_{33}y) d\mathbf{G} = 0 \quad (\text{D.33})$$

As Eq.(D.31)-(D.33) podem ser escritas na forma matricial

$$\int_{\mathbf{W}^e} \mathbf{e}^e \begin{bmatrix} C_{21}^2 + C_{31}^2 & C_{22} C_{21} + C_{32} C_{31} & C_{23} C_{21} + C_{33} C_{31} \\ C_{21} C_{22} + C_{31} C_{32} & C_{22}^2 + C_{32}^2 & C_{23} C_{22} + C_{33} C_{32} \\ C_{21} C_{23} + C_{31} C_{33} & C_{22} C_{23} + C_{32} C_{33} & C_{23}^2 + C_{33}^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{j}_1 \\ \mathbf{j}_2 \\ \mathbf{j}_3 \end{Bmatrix} d\mathbf{W} - \int_{\mathbf{G}^e} \bar{q} \begin{bmatrix} C_{11} + C_{21}x + C_{31}y \\ C_{12} + C_{22}x + C_{32}y \\ C_{13} + C_{23}x + C_{33}y \end{bmatrix} d\mathbf{G} = 0 \quad (\text{D.34})$$

ou, numa forma mias compacta

$$\mathbf{K}^e \mathbf{j}^e - \mathbf{P}^e = 0 \quad (\text{D.35})$$

Sendo que todos os coeficientes  $C_{ij}$  são constantes, a matriz  $\mathbf{K}^e$  é igual a

$$\mathbf{K}^e = \begin{bmatrix} \mathbf{e}^e (C_{21}^2 + C_{31}^2) & \mathbf{e}^e (C_{22} C_{21} + C_{32} C_{31}) & \mathbf{e}^e (C_{23} C_{21} + C_{33} C_{31}) \\ \mathbf{e}^e (C_{21} C_{22} + C_{31} C_{32}) & \mathbf{e}^e (C_{22}^2 + C_{32}^2) & \mathbf{e}^e (C_{23} C_{22} + C_{33} C_{32}) \\ \mathbf{e}^e (C_{21} C_{23} + C_{31} C_{33}) & \mathbf{e}^e (C_{22} C_{23} + C_{32} C_{33}) & \mathbf{e}^e (C_{23}^2 + C_{33}^2) \end{bmatrix} \quad (\text{D.36})$$

Com o vetor  $\mathbf{j}^e$  sendo

$$\mathbf{j}^e = \begin{Bmatrix} \mathbf{j}_1 \\ \mathbf{j}_2 \\ \mathbf{j}_3 \end{Bmatrix} \quad (\text{D.37})$$

A segunda integral da Eq.(D.34) é necessária que seja considerada somente na fronteira  $\mathbf{G}_2$  do domínio  $\mathbf{W}$ , Figura D.2, já que dentro do domínio o fluxo que atravessa para fora a fronteira de um certo elemento é recebido pelo seu vizinho. Assim, como discutido adiante, os termos se anulam quando feita a soma aritmética dos erros de todos os elementos do domínio.

Na fronteira, se  $\bar{q}$  é constante entre, por exemplo, os lados 2 e 3 junto à fronteira  $\mathbf{G}_2$  do triângulo representado por  $e$ , então a integral torna-se

$$\int_{\text{nó 2}}^{\text{nó 3}} \bar{q} \mathbf{y}_i d\mathbf{G} = \bar{q} \frac{l_{23}}{2} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (\text{D.38})$$

onde  $l_{23}$  é o comprimento entre os nós 2 e 3. Este procedimento é sempre válido quando  $\bar{q}$  é constante e  $\mathbf{j}$  é linear.

Vale ser ressaltado que o problema mostrado na Figura D.1 envolve apenas condições de contorno essenciais, Eq.(D.4). Além disso, sendo a blindagem  $\mathbf{G}_b$  e eletrodos fonte e sensor  $\mathbf{G}_f$  e  $\mathbf{G}_s$  de material condutor, o que significa que não ocorrem campos elétricos em seu interior, em  $\mathbf{G}_b$ ,  $\mathbf{G}_f$  e  $\mathbf{G}_s$  o fluxo  $\bar{q} = 0$ .

Portanto, para um elemento genérico as equações do método de Galerkin, Eq.(D.17),

$$\int_{\mathbf{W}^e} \mathbf{d}_1 \mathbf{y}_i d\mathbf{W} + \int_{\mathbf{G}^e} \mathbf{d}_3 \mathbf{y}_i d\mathbf{G} = 0 \quad \text{para } i = 1, 2, 3 \quad (\text{D.39})$$

tornam-se na Eq.(D.35) as quais para um elemento triangular são iguais a

$$\begin{bmatrix} k_{11}^e & k_{11}^e & k_{11}^e \\ k_{11}^e & k_{11}^e & k_{11}^e \\ k_{11}^e & k_{11}^e & k_{11}^e \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{j}_1 \\ \mathbf{j}_2 \\ \mathbf{j}_3 \end{Bmatrix} - \begin{Bmatrix} p_1^e \\ p_2^e \\ p_3^e \end{Bmatrix} = 0 \quad (\text{D.40})$$

As Eq.(D.39) ou (D.40) são o produto da aplicação do método de Galerkin em um elemento  $e$  do total de  $m$  elementos em que o domínio  $\mathbf{W}$  havia sido dividido, Figura D.3. Então, para considerar o método de Galerkin aplicado a todo o domínio torna-se necessário adicionar todas as contribuições de erro de todos os elementos do domínio incluindo os lados em  $\mathbf{G}_2$

$$\sum_{e=1}^m \int_{\mathbf{W}^e} \mathbf{e}(x, y) \left[ \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial x} \frac{\partial \mathbf{y}_i}{\partial x} + \frac{\partial \mathbf{j}}{\partial y} \frac{\partial \mathbf{y}_i}{\partial y} \right] d\mathbf{W} - \sum_{e=1}^s \int_{\mathbf{G}^e} \bar{q} \mathbf{y}_i d\mathbf{G} = 0 \quad (\text{D.41})$$

que pode ser representado na forma matricial chamado de sistema global de equações,

$$\mathbf{K} \mathbf{j} - \mathbf{P} = 0 \quad (\text{D.42})$$

ou,

$$\begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} & \cdots & k_{1n} \\ k_{21} & k_{22} & \cdots & k_{2n} \\ \vdots & \vdots & \cdots & \vdots \\ k_{n1} & k_{n2} & \cdots & k_{nn} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{j}_1 \\ \mathbf{j}_2 \\ \vdots \\ \mathbf{j}_n \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} p_1 \\ p_2 \\ \vdots \\ p_n \end{Bmatrix} \quad (\text{D.43})$$

onde os coeficientes  $k_{ij}$  e  $p_j$  são conhecidos. A matriz  $\mathbf{K}$  é simétrica se a matriz  $\mathbf{K}^e$  também for simétrica.



Uma vez que o global sistema de equações foi montado resta ainda aplicar as condições de contorno essenciais da forma  $\mathbf{j} = \bar{\mathbf{j}}$ . No modelo contínuo da Figura D.2 estas condições são válidas na superfície ou linha de contorno chamada  $G_I$  e sua natureza também é contínua, porém, no modelo discreto da Figura D.3 estas condições são aplicadas nos pontos nodais sobre o contorno  $G_I$  tornando-se, assim, condições de contorno discretas.

A forma mais simples de introduzir as condições de contorno no sistema de equações da Eq.(D.43) é eliminando linhas e colunas correspondentes a valores de  $\mathbf{j}$  prescritos. Porém, na prática este esquema é inconveniente devido à necessidade de reajustes das linhas e colunas que pode ser ineficiente para sistema com grande número de equações. Neste trabalho é usado um esquema que não necessita de reajustes das linhas e colunas [Silvester e Ferrari (1990)].

A solução do sistema de equações lineares produz os valores das incógnitas  $\mathbf{j}_j$  nos pontos nodais. Quando necessário o valor de  $\mathbf{j}$  no ponto (x,y) no interior do elemento pode ser determinado utilizando a Eq.(D.25). Além disso, valores secundários podem ser calculados a partir do conhecimento dos  $\mathbf{j}_j$ , por exemplo, as derivadas direcionais de  $\mathbf{j}$ .

## D.4 Solução para o Conjunto de Eletrodos

O modelo mostrado na Figura é bidimensional sendo, portanto, desprezados quaisquer efeitos de distorção do campo elétrico junto às bordas dos eletrodos. A Eq.(D.4) foi resolvida segundo os passos:

- preparação do arquivo de entrada do gerador de malhas;
- geração da malha de elementos triangulares de três nós;
- preparação do arquivo do programa de MEF para solução da Eq.(D.4): coordenada dos nós, conectividade, condições de contorno;
- solução pelo MEF.

### D.4.1 Geração das Malhas

O gerador de malhas 2D utilizado foi elaborado por Niceno (1998) baseado no método de triangulação através dos polígonos de Voronoi e desenvolvido em ANSI C.

O arquivo de entrada do gerador de malhas EASYMESH.C é produzido com o auxílio de um programa computacional elaborado em FORTRAN 77 que calcula as coordenadas (x,y) de cada nó e a conectividade entre os lados como mostrado na Figura D.5. Cada ponto em negrito representa um nó para o gerador de malhas.

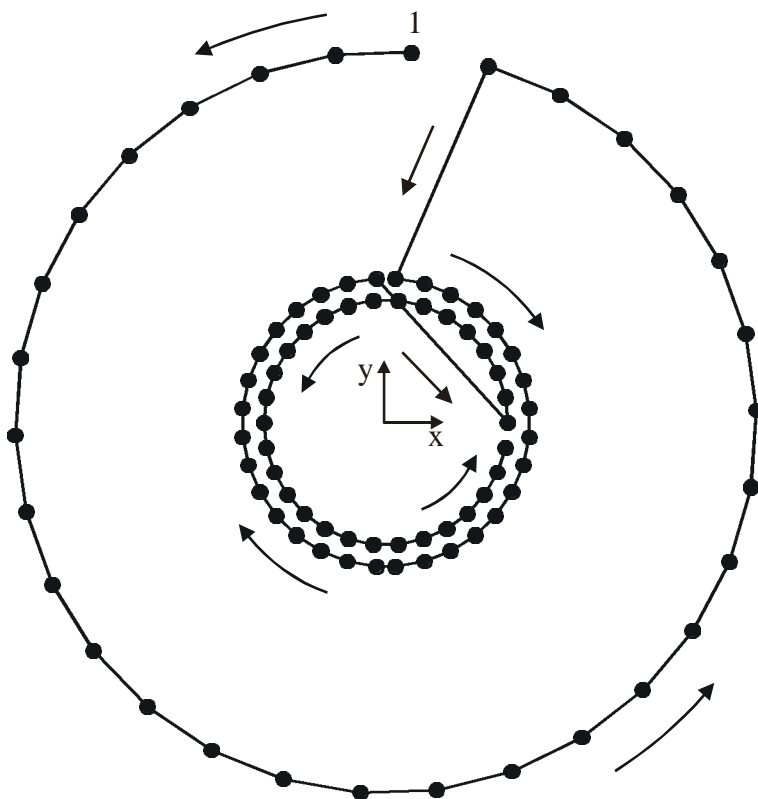


Figura D.5 – Distribuição dos nós para o programa gerador de malhas

O programa EASYMESH.C interpreta com um furo ou um novo material quando um perímetro se fecha em sentido anti-horário ou horário. Neste caso os materiais são divididos como mostrado na Figura D.6: ar, acrílico e água. Vale ressaltar que nesta etapa não são

consideradas quaisquer informações de permissividades dielétricas, apenas a habilidade do programa gerador de malhas em unir convenientemente as várias regiões do domínio relacionadas aos diferentes materiais. Por exemplo, a malha para o modelo representado na Figura D.1 quando o tubo está cheio até a metade com água  $h_L/D = 0,5$ , Figura D.7, foi gerada por EASYMEH.C a partir das informações contidas na distribuição de nós mostrada na Figura D.5 geradas pelo programa MDATA.FOR segundo as equações apresentadas a seguir.

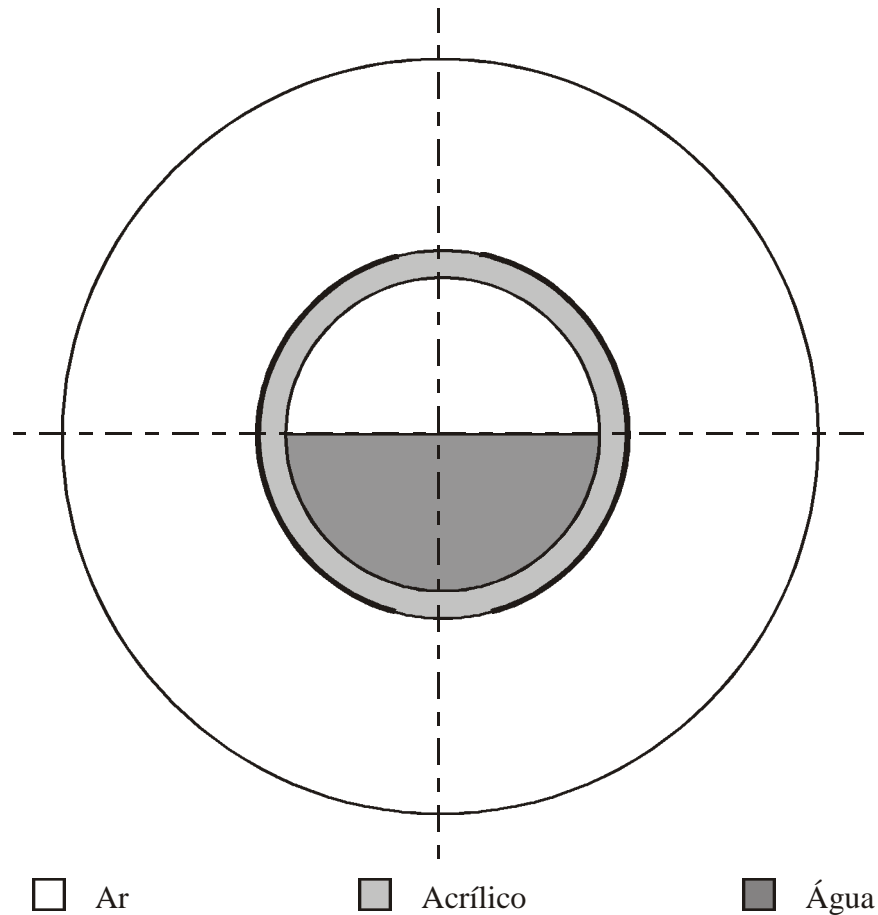


Figura D.6 – Áreas do domínio relacionadas aos diferentes materiais

#### Nós do contorno na blindagem

Define-se o número de nós sobre o contorno da blindagem com raio  $R_B$  através da variável  $N_B$ . Portanto, as coordenadas cartesianas (x,y) de cada nó são calculadas utilizando

relações polares:

$$x_i = R_B \cos(\mathbf{a}_i) \quad (\text{D.44})$$

$$y_i = R_B \sin(\mathbf{a}_i) \quad (\text{D.45})$$

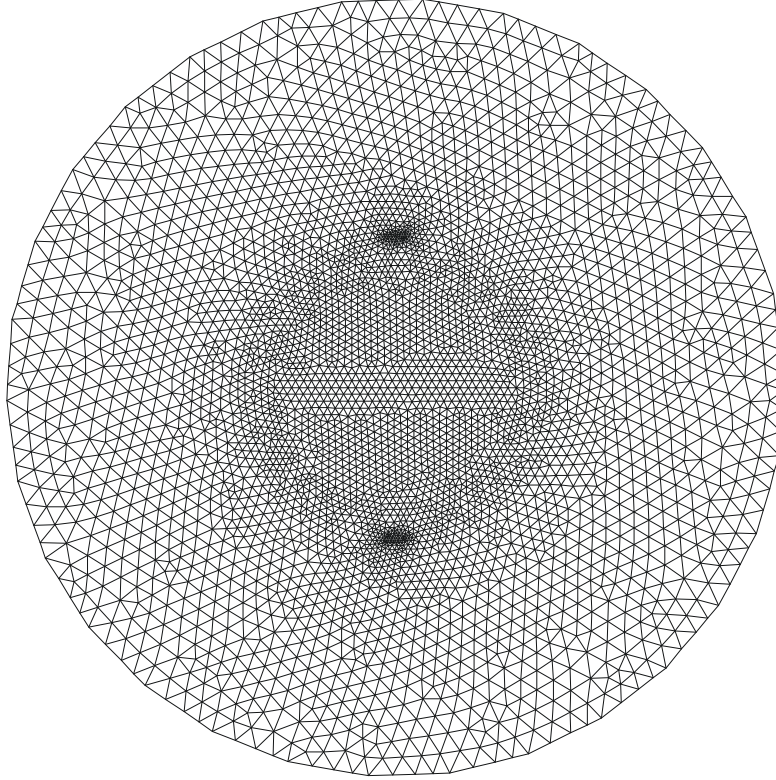


Figura D.6 – Malha para  $h_L/D = 0,5$

onde o ângulo  $\mathbf{a}_i$  varre o contorno da blindagem da seguinte forma

$$\mathbf{a}_i = (i-1) \frac{2\mathbf{p}}{N_B} + \mathbf{a}_0 \quad i = 1, 2, \dots, N_B \quad (\text{D.46})$$

$$\mathbf{a}_0 = \frac{\mathbf{q}}{2} + \text{Giro} \quad (\text{D.47})$$

onde  $\mathbf{q}$  é o ângulo de montagem dos eletrodos, Figura D.1;

$Giro$  é igual a  $zero$  quando os eletrodos são montados verticalmente em relação à gravidade como mostrado na Figura D.1 e é igual a  $-\mathbf{p}/2$  quando os eletrodos são montados horizontalmente.

#### Região dos eletrodos (lado esquerdo)

Define-se o número de nós sobre o perímetro do raio externo do tubo  $R_e$  junto ao eletrodo do lado esquerdo através da variável  $N_{Re}$ .

$$x_i = R_e \cos(\mathbf{g}_i) \quad (D.48)$$

$$y_i = R_e \sin(\mathbf{g}_i) \quad (D.49)$$

$$\mathbf{g}_i = (i-1) \frac{\mathbf{q}}{N_{Re}} + \mathbf{g}_0 \quad i = 1, 2, \dots, N_{Re} + 1 \quad (D.50)$$

$$\mathbf{g}_0 = \mathbf{p} + \frac{\mathbf{q}}{2} + Giro \quad (D.51)$$

#### Região dos eletrodos (lado direito)

Define-se o número de nós sobre o perímetro do raio externo do tubo  $R_e$  junto ao eletrodo do lado esquerdo através da variável  $N_e$ . Neste caso são válidas as Eq.(D.48)-(D.50) com

$$\mathbf{g}_0 = \frac{\mathbf{q}}{2} + Giro \quad (D.52)$$

### Região entre os eletrodos (superior)

O número de nós sobre o perímetro do raio externo do tubo  $R_e$  na região superior entre os eletrodos é calculada da seguinte forma:

$$N_{REX} = INT \left[ \frac{(p-q) N_{Re}}{q} \right] \quad (D.53)$$

Quando  $N_{REX} < 1$  não se divide a região. Caso quando os eletrodos estão muito próximos. Se  $N_{REX} \geq 1$ ,

$$x_i = R_e \cos(j_i) \quad (D.54)$$

$$y_i = R_e \sin(j_i) \quad (D.55)$$

$$j_i = j_0 - \frac{p-q}{N_{REX}}(i-1) \quad i = 1, 2, \dots, N_{REX} \quad (D.56)$$

$$j_0 = p - \frac{q}{2} + Giro \quad (D.57)$$

### Região entre os eletrodos (inferior)

São válidas as Eq.(D. 53)-(D.56) com

$$j_0 = -\frac{q}{2} + Giro \quad (D.58)$$

### Região do perímetro interno do tubo

O perímetro interno do tubo é dividido em  $N_i = N_e$ , sendo que  $N_i$  deve ser sempre par. Como mostrado na Figura D.5 o primeiro nó é contando a partir da coordenada axial que

coincide com o "nível do líquido no tubo", isto é, a contagem dos nós no perímetro interno do tubo se inicia no ponto de contato entre o "nível do líquido" e a parede interna do tubo do lado direito. O ângulo utilizado junto às Eq.(D.48) e (D.49) com  $R_B = R_i$  é

$$y_i = \frac{2p}{N_i}(i-1) + y_0 \quad i = 1, 2, \dots, N_i \quad (D.59)$$

$$y_0 = a \cos\left(\frac{R_i}{|R_i - h_L|}\right) \frac{h_L}{|R_i - h_L|} \quad (D.60)$$

#### Interface água - ar

Para fechar a conjunto de pontos necessários as gerados de malhas resta definir um último lado que representa a interface água-ar, assim, junto a este lado são distribuídos nos sem ocorra a interceptação de lados de triângulos.

A lado relativo à interface é definido por dois pontos sendo que o um é o primeiro ponto junto ao perímetro interno do tubo, como descrito anteriormente, e o segundo é aquele que possui a mesma coordenada y, isto é,  $y_1 = y_n$  e a coordenada x com sinal trocado  $x_i = -x_n$ .

#### Programa computacional MDATA.FOR

A Figura D.7 apresenta o diagrama em blocos do programa computacional MDATA.FOR desenvolvido em FORTRAN 77, Anexo A.8.1.

Os dados são lidos na subrotina INPUT, em seguida INMESH calcula as coordenadas (x,y) de cada ponto que definem os lados da malha como descrito no início do item D.4.1. Na subrotina OUTDATA são definidos os lados no domínio da malha e também é gerado o arquivo de dados que deve ser usado pelo programa gerador de malhas

EASYMESH.C.

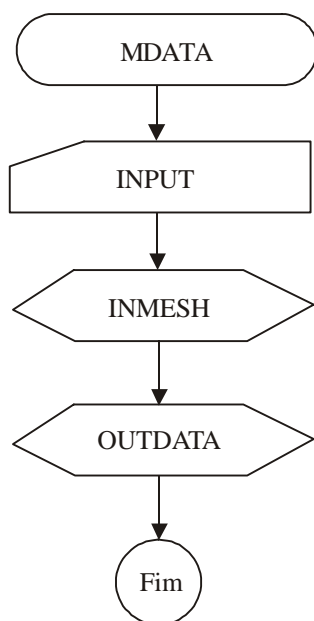


Figura D.7 – Diagrama em blocos do programa MDATA.FOR

### D.4.2 Aplicação do MEF

Depois de gerada os arquivos da malha como aquela mostrada na Figura D.6 contendo a numeração, coordenadas dos nós, numeração dos elementos, conectividade, resta ainda a aplicação das condições de contorno, Eq.(D.4), nos nós junto ao eletrodo sensor , eletrodo fonte e blindagem, e também a geração de arquivos utilizados no cálculo da capacitância. Esta tarefa é realizada pelo programa computacional de ajuste de dados SETDATA.FOR descrito a seguir.

A Eq.(D.9) de cálculo da capacitância em termos discretos é representada pela Eq.(D.61). A integral de linha é resolvida pela soma algébrica de dois somatórios um pelo lado de dentro de eletrodo sensor e outro pelo lado de fora. O termo do lado de fora é negativo devido ao produto vetorial, porém, é feito igual a zero devido à ausência de campo elétrico como mostrado nas Figuras 3.44 a 3.63. A variável  $Dl_i$  representa as distâncias de



nó a nó da malha junto ao eletrodo sensor e,  $Dj / Dx$  e  $Dj / Dy$  são as derivadas numéricas do potencial calculadas também nó a nó nas direções  $x$  e  $y$ .

$$C_x = \frac{-e_0 \left\{ \left[ \sum_{i=1}^N e_i \left[ \left( \frac{Dj}{Dx} \right)^2 + \left( \frac{Dj}{Dy} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} D_{l_i} \right]_{dentro} - \left[ \sum_{i=1}^N e_i \left[ \left( \frac{Dj}{Dx} \right)^2 + \left( \frac{Dj}{Dy} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} D_{l_i} \right]_{fora} \right\}}{j_f - j_s} \quad (D.61)$$

$$D_{l_i} = \sqrt{(x_i - x_{i-1})^2 + (y_i - y_{i-1})^2} \quad (D.62)$$

$$\frac{\partial j}{\partial x} \cong \frac{Dj}{Dx} = \frac{j_i - j_{i-1}}{x_i - x_{i-1}} \quad e \quad \frac{\partial j}{\partial y} \cong \frac{Dj}{Dy} = \frac{j_i - j_{i-1}}{y_i - y_{i-1}} \quad (D.63)$$

A identificação dos nós junto ao eletrodo sendo e o cálculo dos  $D_{l_i}$  é feito no programa de ajuste de dados enquanto que as derivadas numéricas e o cálculo da capacitância  $C_x$  é feita no programa de elementos finitos.

#### Programa computacional SETDATA.FOR

A Figura D.8 apresenta o diagrama em blocos do programa computacional SETDATA.FOR desenvolvido em FORTRAN 77, Anexo A.8.2.

O programa lê os dados gerados para a malha na subrotina INPUT. Em NODELOC são localizados os nós junto ao contorno da blindagem e junto aos eletrodos fonte e sensor onde devem ser aplicados potenciais conhecidos (condições de contorno) e calculados os valores de  $D_{l_i}$  como descrito anteriormente. Os nós do contorno são associados aos respectivos potenciais conhecidos ( $j_f$  e  $j_s$ ) definidos pelo usuário na subrotina

BOUNDCOND. Os dados são utilizados para gerar um arquivo de saída da forma necessária para o programa de elementos finitos FEM.FOR.

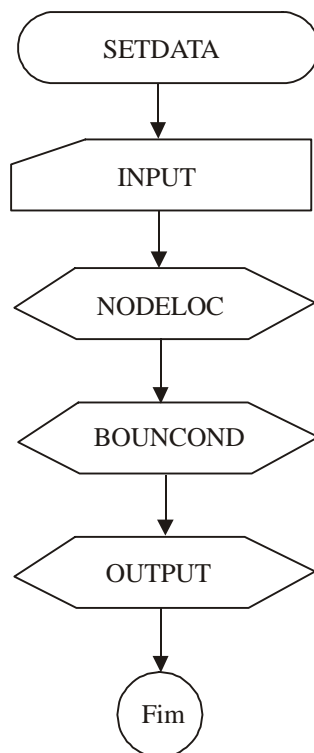


Figura D.8 – Diagrama em blocos do programa SETDATA.FOR

#### Programa computacional FEM.FOR

A Figura D.9 apresenta o diagrama em blocos do programa computacional FEM.FOR desenvolvido em FORTRAN 77, Anexo A.8.3.

O arquivo de dados contendo as informações da malha, as condições de contorno e as variáveis de cálculo da capacitância gerado pelo programa SETDATA.FOR é lido na subrotina INPUT. Em seguida é chamada a subrotina ASSEM que calcula a matriz global do problema e depois são aplicadas as condições de contorno na subrotina BOUND, como descrito no final do item D.3. O sistema linear de equações é resolvido pela subrotina SLBSI e os resultados secundários tais como as derivadas direcionais e a capacitância são calculadas na subrotina RESUL. Finalmente os resultados são enviados para um arquivo de saída em OUTPT.

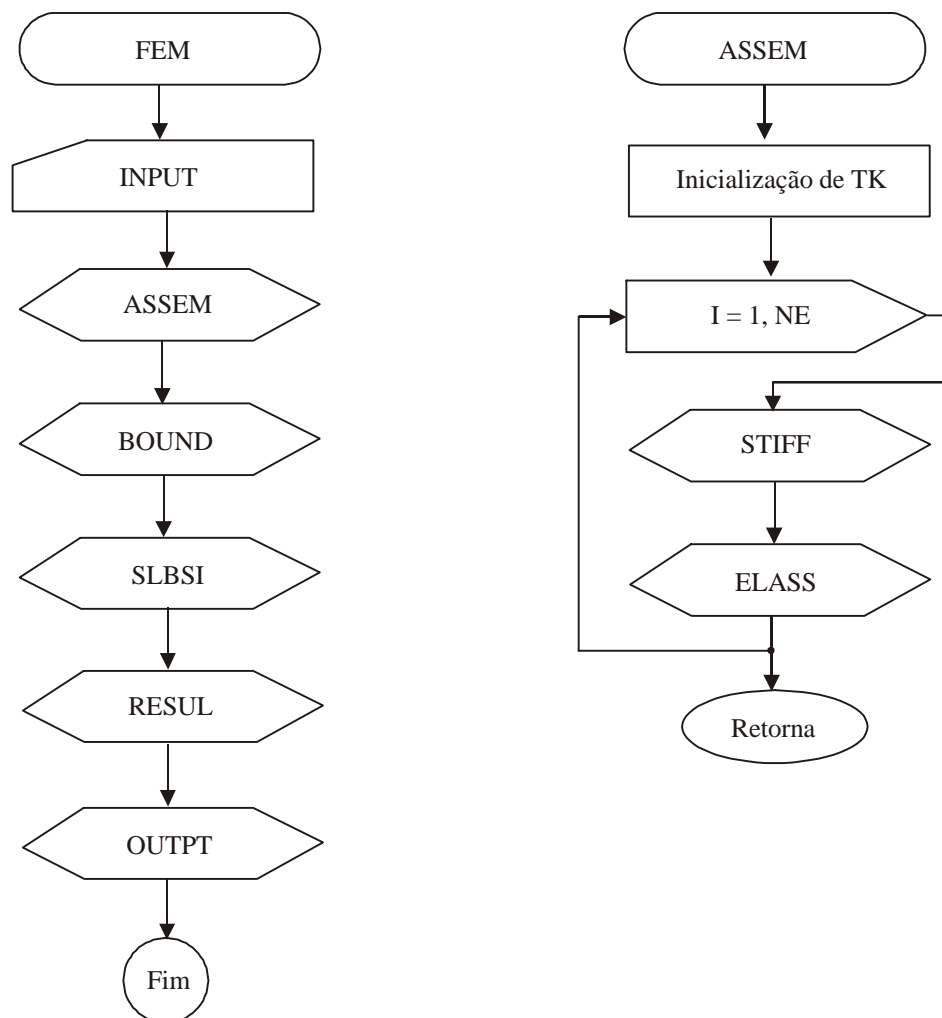


Figura D.9 – Diagrama em blocos do programa FEM.FOR

## ANEXO - PROGRAMAS COMPUTACIONAIS

A.1 Legenda dos diagramas dos programas	53
A.5 Cálculo da descarga bifásica (DESCBIF.FOR)	54
A.2 Cálculo da PDF dos sinais do medidor de espessura de líquido (MAPA.FOR)	69
A.3 Cálculo da velocidade média e comprimento dos pistões (LENGCL.FOR)	76
A.4 Determinação do perfil das bolhas (PROFILE.FOR)	87
A.6 Redução de dados de ensaio do tê (TEE.FOR)	96
A.7 Conjunto de programas que compõe o modelo do escoamento pistonado em tê	115
A.7.2 Programa computacional LENG SOL.FOR	115
A.7.3 Programa computacional SLUG SOL.FOR	124
A.7.4 Programa computacional TEESOL.FOR	132
A.7.1 Programa computacional LINK SOL.FOR	147
A.8 Conjunto de programas para simulação do conjunto de eletrodos	154
A.8.1 Geração do arquivo de entrada do programa gerador de malhas	
EASYMESH.C (MDATA.FOR)	154
A.8.2 Aplicação das condições de contorno e geração do arquivo de entrada	162
do programa FEM.FOR (SETDATA.FOR)	170
A.8.3 Programa de MEF para solução da equação de Laplace (FEM.FOR)	181

## A.1 Legenda dos Diagramas dos Programas Computacionais

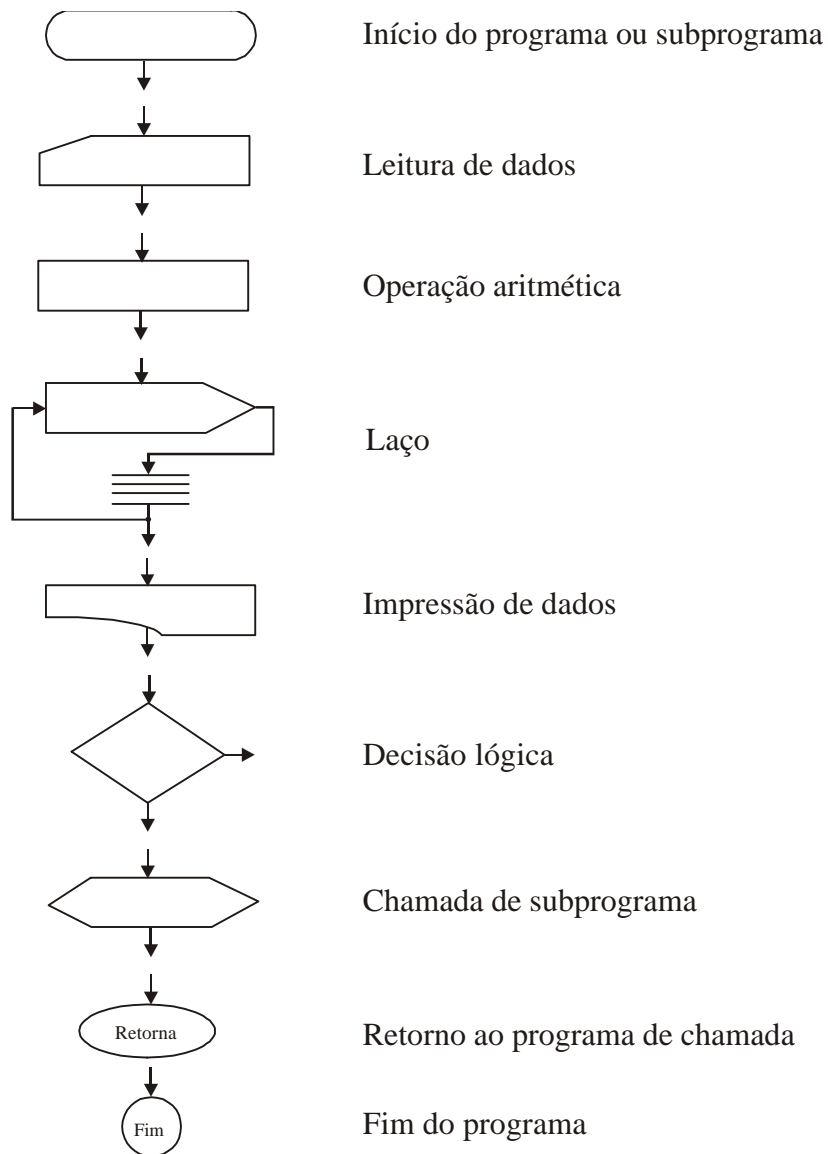


Figura E.1 - Legenda

## A.2 Cálculo da Descarga Bifásica (DESCBIF.FOR)

```

C *****
C *          PROGRAMA COMPUTACIONAL - DESCBIF.FOR          *
C *    PARA TRRATAMENTO DE DADOS E CALCULO DAS DESCARGAS DIFASICAS    *
C *    ATRAVÉS DOS SINAIS DE PRESSÃO DIFERENCIAL NO VENTURI E FRACAO *
C *    DE VAZIO                                                    *
C *          AUTOR: EMERSON DOS REIS (JUNHO DE 2002)              *
C *    DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E DE FLUIDOS - DETF        *
C *    FACULDADE DE ENGENHARIA MECANICA - FEM                    *
C *    UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS - UNICAMP                *
C *****
C
C    PROGRAM DBIFASICA
C
C    PARAMETER (PI=3.141592654)
C
C    COMMON /BLK1/ IN,IO
C    COMMON /BLK3/ TL,TG,T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
C
C    LOGICAL FLAG
C    INTEGER IN,IO,ID1,ID2,N,NS,NA
C    REAL T1,P1,VO,ALPHAM,DBM,DGM,DLM,RHOM,TG,PG,TL,QG,QL,D,
C *    HLDUP(500000),SR,VHL(500000),VDPV(500000),DD,DPV(500000),
C *    TA,DPM,OMEGA,AUX(500000),DPINF,RS(250000),TM,Y,CVG,CVL,XX,
C *    DBH,DGH,DLH,RHOH,DBS,DGS,DLS,RHOS
C
C    ABETURA DOS ARQUIVOS DE ENTRADA E SAIDA DE DADOS
C
C    IN=5
C    IO=6
C    ID1=7
C    ID2=8
C    OPEN(IN,FILE='PONTO2.DAT')
C    OPEN(IO,FILE='OUTPUT.DAT')
C    OPEN(ID1,FILE='DATA_2.DAT')
C    OPEN(ID2,FILE='RS_2.DAT')
C
C    CHAMADA DA SUBROTINA DE LEITURA DE DADOS
C
C    WRITE(*,*)' LEITURA DE DADOS ....'
C    CALL INPUT(NS,SR,VHL,VDPV)
C
C    CHAMADA DA SUBROTINA DE FILTRO DIGITAL (MOVING AVERAGE)
C
C    NA=NS
C    WRITE(*,*)' FILTRAGEM DO SINAL VDPV - DAMPING ....'
C    CALL LPFILTER(NA,SR,VDPV)
C
C    CONVERSAO DOS VALORES DE TENSAO DE DPV EM PRESSAO
C
C    WRITE(*,*)' CONVERSAO DOS VALORES DE TENSAO EM PRESSAO - DPV ....'
C    DO 82 I=1,NS
C        VO=VDPV(I)
C        DPV(I)=DPVO(VO)
82 CONTINUE
C
C    CHAMADA DA SUBROTINA DE FILTRO DIGITAL (MOVING AVERAGE)
C

```

```

WRITE(*,*)' FILTRAGEM DO SINAL VHL - DAMPING ....'
CALL LPFILTER(NS,SR,VHL)
C
C  CHAMADA DA SUBROTINA PARA CORRECAO DO VALORES DE VHL1 EM FUNCAO DA
C  TEMPERATURA
C
WRITE(*,*)' CORRECAO DOS VALORES DE VO EM FUNCAO DE T ....'
CALL TEMPCOR(NS,VHL)
C
C  IMPRESSAO DOS VALORES ADIMENSIONAIS DO HOLDUP CORRIGIDOS
C
DO 81 I=1,NS
  VO=VHL(I)
  HLDUP(I)=1.-ALPHA0(VO)
81 CONTINUE
C
C  ELIMINACAO DOS EFEITOS DE ACUMULO DE LIQUIDO (FRACAO DE VAZIO)
C
FLAG=.FALSE.
DPINF=(0.075/100.)*DPVO(5.)*3.
DO 107 I=1,NA
  AUX(I)=1.
  IF(DPV(I).LE.DPINF)THEN
    AUX(I)=0.
    FLAG=.TRUE.
  ENDIF
107 CONTINUE
C
C  CALCULO DO TEMPO MEDIO DE DEFASAGEM ENTRE HLDUP E DPV
C
C  GOTO 110
IF(FLAG.EQV..FALSE.)GOTO 110
NA=NS
WRITE(*,*)' CORRELACAO CRUZADA ....'
CALL CCORR(NA,N,SR,HLDUP,AUX,RS,TM)
C
DO 103 I=1,N
  WRITE(ID2,105)I,RS(I)
103 CONTINUE
C
C  CORRECAO DOS VALORES DE AUX EM FUNCAO DO TEMPO DE DEFASAGEM
C
N=INT(SR*TM)
NS=NS-N
DO 106 I=1,NS
  AUX(I)=AUX(I+N)
106 CONTINUE
C
C  IMPRESSAO DA AMOSTRA TA = 20. SEGUNDOS
C
110 TA=40.
C
N=INT(TA*SR)
DO 83 I=1,N
  WRITE(ID1,71)(I-1)/SR,HLDUP(I),DPV(I),AUX(I)
83 CONTINUE
C
C  CALCULO DAS MEDIAS DA FRACAO DE VAZIO E PRESSAO DIFERENCIAL
C
ALPHAM=0.
DPM=0.
DO 91 I=1,NS
  ALPHAM=ALPHAM+(1.-HLDUP(I)*AUX(I))

```

```

      DPM=DPM+DPV(I)
91 CONTINUE
      ALPHAM=ALPHAM/NS
      DPM=DPM/NS
C
C      CONVERSAO DO VALOR DE DPM (mmca A 0 GRAUS) PARA O
C      SISTEMA INTERNACIONAL DE UNIDADES (Pa)
C
      DPM=9.789055*DPM
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA DE CALCULO DA DESCARGA BIFASICA
C
      WRITE(*,*)' CALCULO DA DESCARGA BIFASICA ....'
      CALL MBIFASIC(ALPHAM,DPM,X,DBM,DGM,DLM,RHOM,DBH,DGH,DLH,
*                RHOH,DBS,DGS,DLS,RHOS)
C
C      CALCULO DAS DESCARGAS NAS LINHAS MONOFASICAS
C
      DGMON=RHOG(PG,TG)*QG
      DLMON=RHOL(TL)*QL
C
C      IMPRESSAO DOS RESULTADOS
C
      WRITE(IO,40)
      WRITE(IO,42)(DGMON+DLMON)*3600.
      WRITE(IO,44)DGMON*3600.
      WRITE(IO,46)DLMON*3600.
      WRITE(IO,11)QG*3600.
      WRITE(IO,21)QL*60000.
      WRITE(IO,48)
      WRITE(IO,55)ALPHAM,X
C
C      PARAMETRO DE LOCKHART-MARTINELLI
C
      XX=((1.-X)/X)*SQRT(RHOG(P1,T1)/RHOL(T1))
      WRITE(IO,201)XX
C
      WRITE(IO,95)DPM/9.789055
C
C      RESULTADOS DO MODELO DE S=CONSTANTE (MOMENTO)
C
      WRITE(IO,206)
      WRITE(IO,50)RHOM
      WRITE(IO,60)DBM*3600.
      WRITE(IO,70)DGM*3600.
      WRITE(IO,80)DLM*3600.
      QGC=DGM/RHOG(P1,T1)
      QLC=DLM/RHOL(T1)
      WRITE(IO,75)QGC*3600.
      WRITE(IO,85)QLC*60000.
      WRITE(IO,30)
      WRITE(IO,92)((DBM-(DGMON+DLMON))/(DGMON+DLMON))*100.
      WRITE(IO,94)((DGM-DGMON)/DGMON)*100.
      WRITE(IO,96)((DLM-DLMON)/DLMON)*100.
      WRITE(IO,74)((QGC-QG)/QG)*100.
      WRITE(IO,76)((QLC-QL)/QL)*100.
C
C      RESULTADOS DO MODELO HOMOGENEO
C
      WRITE(IO,207)
      WRITE(IO,50)RHOH
      WRITE(IO,60)DBH*3600.
      WRITE(IO,70)DGH*3600.

```



```

WRITE(IO,80)DLH*3600.
QGC=DGH/RHOG(P1,T1)
QLC=DLH/RHOL(T1)
WRITE(IO,75)QGC*3600.
WRITE(IO,85)QLC*60000.
WRITE(IO,30)
WRITE(IO,92)((DBH-(DGMON+DLMON))/(DGMON+DLMON))*100.
WRITE(IO,94)((DGH-DGMON)/DGMON)*100.
WRITE(IO,96)((DLH-DLMON)/DLMON)*100.
WRITE(IO,74)((QGC-QG)/QG)*100.
WRITE(IO,76)((QLC-QL)/QL)*100.
C
C   RESULTADOS DO MODELO DE FASES SEPARADAS
C
WRITE(IO,208)
WRITE(IO,50)RHOS
WRITE(IO,60)DBS*3600.
WRITE(IO,70)DGS*3600.
WRITE(IO,80)DLS*3600.
QGC=DGS/RHOG(P1,T1)
QLC=DLS/RHOL(T1)
WRITE(IO,75)QGC*3600.
WRITE(IO,85)QLC*60000.
WRITE(IO,30)
WRITE(IO,92)((DBS-(DGMON+DLMON))/(DGMON+DLMON))*100.
WRITE(IO,94)((DGS-DGMON)/DGMON)*100.
WRITE(IO,96)((DLS-DLMON)/DLMON)*100.
WRITE(IO,74)((QGC-QG)/QG)*100.
WRITE(IO,76)((QLC-QL)/QL)*100.
C
C   CORRECAO DA DESCARGA DE GAS (BASEADO NO MODELO DE FASES SEPARADAS)
C
CVG=1.
CVL=1.
Y=1.
C
OMEGA=(( (DGMON-DGS)/DLMON+X/(1.-X))*(1./Y)*(CVL/CVG)*
*      SQRT(RHOL(T1)/RHOG(P1,T1)))*(-1.)
C
WRITE(IO,102)OMEGA
WRITE(IO,104)QG/QL
DGM=(DGS+((CVG/CVL)*Y*SQRT(RHOG(P1,T1)/RHOL(T1)))*
*      OMEGA*(-1.-X/(1.-X))*DLS)
WRITE(IO,108)DGM*3600.
WRITE(IO,94)((DGM-DGMON)/DGMON)*100.
C
206 FORMAT(///' ** MODELO DE FLUXO DE MOMENTO CONSTANTE **')
207 FORMAT(///' ** MODELO HOMOGENEO **')
208 FORMAT(///' ** MODELO DE FASES SEPARADAS **')
201 FORMAT('/' PARAMETRO DE LOCKHART-MARTINELLI [-] = ',F10.5)
102 FORMAT('/' FATOR DE CORRECAO DA DESCARGA DE GAS [-] = ',F10.5)
108 FORMAT('/' DESGARGA DE GAS CORRIGIDA [kg/h] = ',F10.5)
104 FORMAT('/' JG/JL [-] = ',F10.6)
71 FORMAT(F10.4,F10.5,2F10.3)
40 FORMAT(///' ** DESCARGAS NAS LINHAS MONOFASICAS **')
42 FORMAT('/' SOMA DAS DESGARGAS MONOFASICAS [kg/s] = ',F10.5)
44 FORMAT('/' DESGARGA DE GAS [kg/h] = ',F10.5)
46 FORMAT('/' DESGARGA DE LIQUIDO [kg/h] = ',F10.2)
11 FORMAT('/' VAZAO DE GAS [m3/h] = ',F10.5)
21 FORMAT('/' VAZAO DE LIQUIDO [l/min] = ',F10.2)
48 FORMAT(///' ** DESCARGAS NA LINHA BIFASICA - CALCULADA **')
50 FORMAT('/' DENSIDADE DA MISTURA [kg/m3] = ',F10.6)
55 FORMAT('/' FRACAO DE VAZIO MEDIA [-] = ',F10.5//,

```

```

*          ' TITULO [-] = ',F10.5)
60 FORMAT(/' DESCARGA BIFASICA [kg/h] = ',F10.3)
70 FORMAT(/' DESCARGA DE GAS [kg/h] = ',F10.5)
80 FORMAT(/' DESCARGA DE LIQUIDO [kg/h] = ',F10.2)
75 FORMAT(/' VAZAO DE GAS [m3/h] = ',F10.5)
85 FORMAT(/' VAZAO DE LIQUIDO [l/min] = ',F10.2)
30 FORMAT(/' ** DIFERENCAS PERCENTURIAS **')
92 FORMAT(/' DIF. RELATIVA DAS DESCARGAS BIFASICAS [%] = ',F10.5)
94 FORMAT(/' DIF. RELATIVA DAS DESCARGAS DE GAS [%] = ',F10.5)
96 FORMAT(/' DIF. RELATIVA DAS DESCARGAS DE LIQUIDO [%] = ',F10.5)
74 FORMAT(/' DIF. RELATIVA DAS VAZOES DE GAS [%] = ',F10.5)
76 FORMAT(/' DIF. RELATIVA DAS VAZOES DE LIQUIDO [%] = ',F10.5)
95 FORMAT(/' PRESSAO DIFERENCIAL MEDIA NO VENTURI [mmca] = ',F10.2)
105 FORMAT(I5,F10.3)
    WRITE(*,*)

C
    STOP
    END

C
C *****
C *          SUBROTINA DE LEITURA DE DADOS          *
C *****
C
C    SUBROUTINE INPUT(NS,SR,VHL,VDPV)
C
C    PARAMETER (PI=3.141592654)
C
C    COMMON /BLK1/ IN,IO
C    COMMON /BLK2/ IR,IDP
C    COMMON /BLK3/ TL,TG,T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
C
C    INTEGER IN,IO,IR,IDP,NS
C    REAL TL,TG,T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD,VHL(500000),VDPV(500000),JL,JG,
*    SR
C
C    WRITE(IO,23)
C    READ(IN,*)IR
C    WRITE(IO,29)IR
C    READ(IN,*)NS
C    WRITE(IO,10)NS
C    READ(IN,*)SR
C    WRITE(IO,20)SR
C    READ(IN,*)TL
C    WRITE(IO,30)TL
C    READ(IN,*)TG
C    WRITE(IO,31)TG
C    READ(IN,*)T1
C    WRITE(IO,24)T1
C    READ(IN,*)QL
C    WRITE(IO,25)QL
C    QL=(QL)/60000.
C    READ(IN,*)QG
C    WRITE(IO,26)QG
C    QG=QG/3600.
C    READ(IN,*)PG
C    WRITE(IO,21)PG
C    READ(IN,*)P1
C
C    WRITE(IO,27)P1
C    READ(IN,*)PB
C    WRITE(IO,35)PB
C
C
C    CALCULO DAS PRESSOES ABSOLUTAS

```

```

C
C GRAVIDADE G = 9.78 m/s2
C
PG=PG*1.E5+PB*13600.*9.78/1000.
P1=P1*1000.+PB*13600.*9.78/1000.
C
READ(IN,*)D
WRITE(IO,22)D
D=D/1000.
READ(IN,*)DD
WRITE(IO,32)DD
DD=DD/1000.
JL=QL/(PI*D**2/4.)
JG=QG/(PI*D**2/4.)
WRITE(IO,28)JL,JG
READ(IN,*)IDP
WRITE(IO,34)IDP
DO 33 I=1,NS
    READ(IN,*)VHL(I),VDPV(I)
33 CONTINUE
C
23 FORMAT (/ '          DADOS ' )
35 FORMAT(/' PRESSAO BAROMETRICA = ',F10.3,' [mmHg]')
10 FORMAT(/' NUMERO DE AMOSTRAS = ',I10)
20 FORMAT(/' TAXA DE AMOSTRAGEM = ',F10.2)
22 FORMAT(/' DIAMETRO INTERNO DA TUBULACAO = ',F5.2,' [mm] ')
32 FORMAT(/' DIAMETRO DA GARGANTA DO VENTURI = ',F5.2,' [mm] ')
24 FORMAT(/' TEMPERATURA EM 1 = ',F5.2,' [GRAUS CELSIUS]')
25 FORMAT(/' VAZAO DE LIQUIDO = ',F6.3,' [l/min]')
26 FORMAT(/' VAZAO DE GAS = ',F6.3,' [m3/h]')
28 FORMAT(/' VELOCIDADES SUPERFICIAIS: JL = ',F6.3,' [m/s]'/,
*      '          JG = ',F6.3,' [m/s]')
27 FORMAT(/' PRESSAO MANOMETRICA EM 1 = ',F6.3,' [kPa]')
21 FORMAT(/' PRESSAO MANOMETRICA DO AR = ',F6.3,' [bar]')
29 FORMAT(/' CALIBRACAO DO MEDIDOR NO RAMAL ',I1)
34 FORMAT(/' MEDIDOR DE PRESSAO DIFERENCIAL - SMAR - DP301/D',I2)
30 FORMAT(/' TEMPERATURA MEDIA DO LIQUIDO = ',F5.2,
*      ' [GRAUS CELSIUS]')
31 FORMAT(/' TEMPERATURA MEDIA DO GAS = ',F5.2,' [GRAUS CELSIUS]')
45 FORMAT(F10.5,F10.5)
C
RETURN
END
C
*****
C *      SUBROTINA DE FILTRAGEM - PASSA BAIXA (MOVING AVERAGE)      *
C *****
C
SUBROUTINE LPFILTER(NS,SR,VAR)
C
COMMON /BLK1/ IN,IO
C
INTEGER NS,N,I,J,IO
REAL SR,TC,VAR(500000),AUX(500000)
C
CONSTANTE DE TEMPO = 0.1 s
C
TC=0.1
N=INT(TC*SR)
C
DO 200 I=1,NS-N
    AUX(I)=0.
    DO 201 J=0,N-1

```

```

      AUX(I)=AUX(I)+VAR(I+J)
201  CONTINUE
      AUX(I)=AUX(I)/N
200  CONTINUE
C
      NS=NS-N
      DO 202 I=1,NS
        VAR(I)=AUX(I)
202  CONTINUE
C
      WRITE(IO,203)TC*1000.
203  FORMAT(/' TEMPO DO FILTRO [ms] = ',F10.5)
C
      RETURN
      END
C
C *****
C *  FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE ALPHA(VO) - CURVA DE CALIBRACAO *
C *  VOLTS PARA mmca A 2 GRAUS CELSIUS (1 mmca = 9,789055 Pa) *
C *****
C
      REAL FUNCTION DPVO(VO)
C
      COMMON /BLK2/ IR,IDP
      COMMON /BLK3/ TL,TG,T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
C
      INTEGER IDP
      REAL VO,A,B1
C
      IF(IDP.EQ.1)THEN
C
      CURVA DE CALIBRACAO - SMAR - DP301/D1
C
        A=0.
        B1=100.
        DPVO=A+B1*VO
C
      ELSE
C
      CURVA DE CALIBRACAO - SMAR - DP301/D2
C
        A=0.
        B1=1000.
        DPVO=A+B1*VO
C
      ENDIF
C
      RETURN
      END
C
C *****
C *  SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ *
C *****
C
      SUBROUTINE TEMPCOR(NS,VHL)
C
      COMMON /BLK3/ TL,TG,T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
      COMMON /BLK4/ VT,TO
C
      INTEGER I,NS
      REAL VO,VT,VO1,T,TO,T1,VHL(500000)
C
      T=T1

```

```

TOL=.5E-5
DO 60 I=1,NS
C
C      CHAMADA DA SUBOTINA DE CALCULO DO VALOR CORRIGIDO DE VHL
C
      VT=VHL(I)
      VO1=VT
      CALL NEWTON(VO1,TOL,20,VO)
C
      VHL(I)=VO
C
60 CONTINUE
C
      RETURN
      END
C
C      *****
C      * SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ *
C      *****
C
      SUBROUTINE NEWTON(PO,TOL,NO,P)
C
C      ESTA SUBROTINA PROCURA UMA SOLUCAO F(X)=0 DADOS
C      O INTERVALO [A,B] ONDE F(X) É CONTINUA
C      PO É UMA APROXIMACAO INICIAL
C      TOL É A TOLERANCIA PARA O ERRO RELATIVO
C      NO O NUMERO MÁXIMO PERMITIDO DE ITERACOES
C      P RETORNA O VALOR DA RAIZ PROCURADA
C
      INTEGER I,NO
      REAL PO,TOL,DF1,F1,P
C
      I=1
10 IF(I.GT.NO) GO TO 21
      WRITE(*,*)I,PO
      DF1=DF(PO)
      F1=F(PO)
      P=PO-F1/DF1
C
C      TESTE PARA O VALOR DO ERRO EM CADA ITERACAO
C
      IF(ABS((P-PO)/PO).LT.TOL)GO TO 27
C
      I=I+1
      PO=P
      GO TO 10
21 WRITE(*,12)
12 FORMAT(/' ULTRAPASSOU O NUMERO MAXIMO DE ITERACOES PERMITIDAS')
40 FORMAT(I3,' ',F10.7)
C
27 RETURN
      END
C
C      *****
C      * FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DERIVADA DE F(X) *
C      *****
C
      REAL FUNCTION DF(X)
C
      REAL X,DELTA,F1,F2
C
      DELTA=1.0E-4
C

```

```

X=X+DELTA
F1=F(X)
X=X-DELTA
F2=F(X)

C
DF=(F1-F2)/DELTA
C
RETURN
END
C
C
*****
C
*          FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE F(X)          *
C
*****
C
REAL FUNCTION F(VO)
C
COMMON /BLK2/ IR,IDP
COMMON /BLK3/ TL,TG,T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
COMMON /BLK4/ VT,TO
C
REAL VT,T1,TO,VO
C
F=VO-(VT-(1.-ALPHA0(VO))*A)*(ES(T1)-ES(TO))
C
RETURN
END
C
*****
C
*          FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE ALPHA(VO) - CURVA DE CALIBRACAO *
C
*****
C
REAL FUNCTION ALPHA0(VO)
C
COMMON /BLK2/ IR,IDP
COMMON /BLK3/ TL,TG,T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
COMMON /BLK4/ VT,TO
C
INTEGER IR
REAL VO,A,B1,B2,B3,VT,T1,TO
C
IF(IR.EQ.2)THEN
C
TEMPERATURA DE CALIBRACAO TO - FRACAO DE VAZIO EM 2
C
TO=21.95
C
CURVA DE CALIBRACAO - FRACAO DE VAZIO EM 2
C
A=0.96193
B1=0.22579
B2=-0.27113
B3=0.03824
ALPHA0=A+B1*VO+B2*VO**2.+B3*VO**3.
C
ELSE
C
TEMPERATURA DE CALIBRACAO TO - FRACAO DE VAZIO EM 3
C
TO=21.7
C
CURVA DE CALIBRACAO - FRACAO DE VAZIO EM 3
C
A=1.05732

```

```

      B1=0.02823
      B2=-0.15446
      B3=0.02044
      ALPHAO=A+B1*VO+B2*VO**2.+B3*VO**3.
C
C      ENDIF
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *   FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE A() - COEF. ANGULAR DE VO x ES   *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION A()
C
C      COMMON /BLK2/ IR,IDP
C
C      INTEGER IR
C
C      IF(IR.EQ.2)THEN
C
C      COEFICIENTE ANGULAR - FRACAO DE VAZIO EM 2
C
C      A=-0.04167
C
C      ELSE
C
C      COEFICIENTE ANGULAR - FRACAO DE VAZIO EM 3
C
C      A=-0.03568
C
C      ENDIF
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *   FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA PERMISSIVIDADE RELATIVA   *
C      *   DA AGUA EM FUNCAO DA TEMPERATURA F(X)   *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION ES(T)
C
C      REAL A,B,T
C
C      A=87.8149
C      B=-0.004558951
C      ES=A*EXP(B*T)
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *   SUBROTINA DE CALCULO DA CORRELACAO CRUZADA E VELOCIDADE MÉDIA   *
C      *   TRANSLACIONAL DOS PISTOES NA ENTRADA DO TE   *
C      *****
C
C      SUBROUTINE CCORR(NA,N,SR,X,Y,RS,TM)
C
C      COMMON /BLK1/ IN,IO
C
C      INTEGER IO,I,J,IMAX,N,NA

```

```

      REAL X(500000),Y(500000),MAX,RS(250000),SR,TM,RXX0,
      *      RYY0,TMAX,T
C
C      TEMPO (TAMANHO DA AMOSTRA) 30 SEGUNDOS
C
      T=30.
C
      TMAX=INT(NA/SR)
      IF(T.LT.TMAX)THEN
        N=INT(SR*T)
      ELSE
        N=NA
      ENDIF
C
C      CALCULO DA CORRELACAO DOS SINAIS DE X E Y
C
      RXX0=0.
      DO 96 I=1,N
        RXX0=RXX0+X(I)*X(I)
96    CONTINUE
      RXX0=RXX0/N
C
      RYY0=0.
      DO 98 I=1,N
        RYY0=RYY0+Y(I)*Y(I)
98    CONTINUE
      RYY0=RYY0/N
C
      DO 100 J=0,N
        RS(J)=0.
        DO 101 I=1,N
          RS(J)=RS(J)+X(I)*Y(I+J)
101    CONTINUE
        RS(J)=RS(J)/(N*SQRT(RXX0*RYY0))
100    CONTINUE
C
C      DETERMINACAO DO INDICE DO MAIOR VALOR DE RS
C
      MAX=0.
      IMAX=0
      DO 102 I=1,N
        IF(RS(I).GT.MAX)THEN
          MAX=RS(I)
          IMAX=I
        ENDIF
102    CONTINUE
C
      WRITE(IO,104)MAX,IMAX
C
C      INTERPOLACAO
C
      TM=(IMAX-(1./2.)*(RS(IMAX+1)-RS(IMAX-1)))/
      * (RS(IMAX+1)-2.*RS(IMAX)+RS(IMAX-1))/SR
C
      WRITE(IO,106)TM
C
104  FORMAT(/' MAIOR VALOR DE RS = ',F10.2,/
      *      /' INDICE DO MAIOR VALOR = ',I10)
106  FORMAT(/' TEMPO MEDIO DE DEFASAGEM ENTRE DPV E VHL = ',F10.7,
      *      ' [s]')
C
      RETURN
      END

```



```

C
C *****
C * SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ *
C *****
C
C SUBROUTINE MBIFASIC( ALPHAM,DPM,X,DBM,DGM,DLM,RHOM,DBH,DGH,DLH,
*                      RHOH,DBS,DGS,DLS,RHOS )
C
C PARAMETER (PI=3.141592654)
C
C COMMON /BLK3/ TL,TG,T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
C COMMON /BLK5/ ALPHA2
C
C REAL A2,A,B,C,F,E,ALPHAM,T1,P1,X,RHOM,DBM,DGM,DLM,DPM,
*      D,DD,S,TOL,XO,RHOH,DBH,DGH,DLH,RHOS,DBS,DGS,DLS
C
C CALCULO DAS AREAS DE SECAO TRANSVERSAL DO TUBO E DA GARGANTA
C DO TUBO DE VENTURI
C
C A2=PI*DD**2./4.
C BETA=DD/D
C
C CHUTE INICIAL DO TITULO -- LOCKHART-MARTINELLI
C
C A=0.64
C B=0.36
C C=0.07
C F=0.28
C E=(F*(ALPHAM/(1.-ALPHAM)))*(RHOG(P1,T1)/RHOL(T1))**B*(DMIL(T1)/
*   DMIG(T1))**C)**(1./A)
C XO=E/(1.+E)
C
C ALPHA2=ALPHAM
C TOL=.5E-3
C CALL NEWTON2(XO,TOL,20,X)
C
C CALCULO DO TITULO
C
C S=SLIP(X)
C X=1./((1./S)*(RHOL(T1)/RHOG(P1,T1))*(1.-ALPHAM)/
*   ALPHAM+1.)
C
C CALCULO DA DENSIDADE MEDIA DA MISTURA (MOMENTO)
C
C RHOM=(X**2/(ALPHAM*RHOG(P1,T1))+(1.-X)**2./
*   ((1.-ALPHAM)*RHOL(T1))**(-1.))
C
C CALCULO DA DESCARGA BIFASICA, DE GAS E DE LIQUIDO (MOMENTO)
C
C DBM=(A2/SQRT(1.-BETA**4.))*SQRT(2.*DPM*RHOM)
C DGM=X*DBM
C DLM=(1.-X)*DBM
C
C CALCULO DA DENSIDADE MEDIA DA MISTURA (HOMOGENEO)
C
C RHOH=(X/RHOG(P1,T1)+(1.-X)/RHOL(T1))**(-1.)
C
C CALCULO DA DESCARGA BIFASICA, DE GAS E DE LIQUIDO (HOMOGENEO)
C
C DBH=(A2/SQRT(1.-BETA**4.))*SQRT(2.*DPM*RHOH)
C DGH=X*DBH
C DLH=(1.-X)*DBH
C

```

```

C      CALCULO DA DENSIDADE MEDIA DA MISTURA (FASES SEPARADAS)
C
C      RHOS=ALPHAM*RHOG(P1,T1)+(1.-ALPHAM)*RHOL(T1)
C
C      CALCULO DA DESCARGA BIFASICA, DE GAS E DE LIQUIDO (FASES SEPARADAS)
C
C      DBS=(A2/SQRT(1.-BETA**4.))*SQRT(2.*DPM*RHOS)
C      DGS=X*DBS
C      DLS=(1.-X)*DBS
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      * SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ *
C      *****
C
C      SUBROUTINE NEWTON2(PO,TOL,NO,P)
C
C      ESTA SUBROTINA PROCURA UMA SOLUCAO F(X)=0 DADOS
C      O INTERVALO [A,B] ONDE F(X) É CONTINUA
C      PO É UMA APROXIMACAO INICIAL
C      TOL É A TOLERANCIA PARA O ERRO RELATIVO
C      NO O NUMERO MÁXIMO PERMITIDO DE ITERACOES
C      P RETORNA O VALOR DA RAIZ PROCURADA
C
C      INTEGER I,NO
C      REAL PO,TOL,DF,F,P
C
C      I=1
C10 IF(I.GT.NO) GO TO 21
C      WRITE(*,*)I,PO
C      F=F2(PO)
C      DF=DF2(PO)
C      P=PO-F/DF
C
C      TESTE PARA O VALOR DO ERRO EM CADA ITERACAO
C
C      IF(ABS((P-PO)/PO).LT.TOL)GO TO 27
C
C      I=I+1
C      PO=P
C      GO TO 10
C21 WRITE(*,12)
C12 FORMAT(/' ULTRAPASSOU O NUMERO MAXIMO DE ITERACOES PERMITIDAS')
C40 FORMAT(I3,' ',F10.7)
C
C27 RETURN
C      END
C
C      *****
C      * FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA FUNCAO FX(X) *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION F2(X)
C
C      COMMON /BLK3/ TL,TG,T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
C      COMMON /BLK5/ ALPHA2
C
C      REAL X,P1,T1,ALPHA2
C
C      S=SLIP(X)

```

```

      F2=X-1./((1./S)*(RHOL(T1)/RHOG(P1,T1))*(1.-ALPHA2)/
      *   ALPHA2+1.)
C
      RETURN
      END
C
C *****
C *           FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DERIVADA DE F(X)           *
C *****
C
      REAL FUNCTION DF2(X)
C
      REAL X,DELTA,FA,FB
C
      DELTA=1.0E-4
C
      X=X+DELTA
      FA=F2(X)
      X=X-DELTA
      FB=F2(X)
C
      DF2=(FA-FB)/DELTA
C
      RETURN
      END
C
C *****
C *           FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DO FATOR DE ESCORREGAMENTO     *
C *****
C
      REAL FUNCTION SLIP(X)
C
      COMMON /BLK3/ TL,TG,T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
C
      REAL X,XX,P1,T1
C
      CALCULO DO PARAMETRO DE LOCKHAT-MARTINELLI
C
      XX=((1.-X)/X)*SQRT(RHOG(P1,T1)/RHOL(T1))
C
      CALCULO DO FATOR DE ESCORREGAMENTO (CHISHOLM (1983))
C
      IF(XX.LE.1.)THEN
C
        SLIP=(RHOL(T1)/RHOG(P1,T1))**0.25
C
      ELSE
C
        SLIP=(1.+X*(RHOL(T1)/RHOG(P1,T1)-1.))**0.5
C
      ENDIF
C
      RETURN
      END
C
C *****
C *           FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DENSIDADE DO AR A T E P       *
C *           EQUACAO DE GAS IDEAL (R PARA AR IDEAL 22% O2 E 78% N2)       *
C *****
C
      REAL FUNCTION RHOG(P,T)
C
      REAL T

```

```

C      RHOG=P/(287.9*(273.15+T))
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DENSIDADE DA AGUA A T      *
C      *      TABELA DE LIQUIDO SATURADO      *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION RHOL(T)
C
C      REAL T
C
C      RHOL=1007.55366-0.39349*T
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA VISCOSIDADE DINAMICA DO AR A T      *
C      *      TABELA DE PROPRIEDADES DO AR - INCROPERA      *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION DMIG(T)
C
C      REAL T
C
C      DMIG=1.71084E-5+4.86E-8*T
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA VISCOSIDADE DINAMICA DA AGUA A T      *
C      *      TABELA DE PROPRIEDADES DO LIQUIDO SATURADO - INCROPERA      *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION DMIL(T)
C
C      REAL T
C
C      DMIL=0.00158-3.42313E-5*T+2.69827E-7*T**2
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *      FIM DO PROGRAMA      *
C      *****

```

### A.3 Cálculo da FDP dos Sinais de HL1 (MAPA.FOR)

```

C *****
C *          PROGRAMA COMPUTACIONAL - MAPA.FOR          *
C *    PARA CALCULO DA DISTRIBUICAO DE PROBABILIDADES A PARTIR    *
C *    DOS SINAIS PROVENIENTES DA SONDA INSTALADA EM 1 - HL1      *
C *    AUTOR: EMERSON DOS REIS (MAIO DE 2002)                  *
C *    DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E DE FLUIDOS - DETF      *
C *    FACULDADE DE ENGENHARIA MECANICA - FEM                  *
C *    UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS - UNICAMP              *
C *****
C
C    PROGRAM MAP
C
C    COMMON /INOUT/ IN,IO
C    COMMON /BLK2/ D
C
C    INTEGER IN,IO,ID1,NS,ID2,NFAMHLD,N
C    REAL SR,VHL1(800000),VHL2(800000),LE,D,MEANHLD,SDHLD,HLDMED(100),
C *    PDF(100),HLD FAM,TM,VO,HLD(800000),TA
C
C    IN=5
C    IO=6
C    ID1=7
C    ID2=8
C
C    ABETURA DOS ARQUIVOS DE ENTRADA E SAIDA DE DADOS
C
C    OPEN(IN,FILE='PONTO1.DAT')
C    OPEN(IO,FILE='OUTPUT.DAT')
C    OPEN(ID1,FILE='PONTO1_DATA.DAT')
C    OPEN(ID2,FILE='PONTO1_PDF.DAT')
C
C    CHAMADA DA SUBROTINA PARA LEITURA DOS DADOS
C
C    WRITE(*,*)' LEITURA DE DADOS ....'
C    CALL INPUT(NS,SR,VHL1,VHL2,D,LE,TM)
C
C    CHAMADA DA SUBROTINA DE FILTRO DIGITAL (MOVING AVERAGE)
C
C    WRITE(*,*)' FILTRAGEM DO SINAL VHL - DAMPING ....'
C    CALL LPFILTER(NS,SR,VHL1)
C
C    CHAMADA DA SUBROTINA PARA CORRECAO DO VALORES DE VHL1 EM FUNCAO DA
C    TEMPERATURA
C
C    WRITE(*,*)' CORRECAO DOS VALORES DE VHL EM FUNCAO DE T ....'
C    CALL TEMPCOR(NS,TM,VHL1)
C
C    CONVERSAO PARA VALORES ADIMENSIONAIS DE HL/D CORRIGIDOS
C
C    DO 80 I=1,NS
C        VO=VHL1(I)
C        HLD(I)=HL(VO)/(1000.*D)
C 80 CONTINUE
C
C    TAMANHO DA AMOSTRA (30 SEGUNDOS)
C
C    TA=30.

```

```

      N=INT(TA*SR)
      DO 82 I=1,N
        WRITE(ID1,71)(I-1)/SR,HLD(I)
82 CONTINUE
C
C   CHAMADA DA SUBROTINA PARA CALCULO DA FUNCAO DENSIDADE DE PROBABILIDADE
C   SOBRE OS SINAIS DE HL
C
      WRITE(*,*)' CALCULO DA DISTRIBUICAO DE PROBABILIDADE ....'
      CALL PDFHL(NS,HLD,MEANHLD,SDHLD,NFAMHLD,HLDLFAM,HLDMED,PDF)
C
      WRITE(IO,25)
      WRITE(IO,76)MEANHLD
      WRITE(IO,77)SDHLD
      WRITE(IO,73)NFAMHLD,HLDLFAM
      DO 81 I=1,NFAMHLD
        WRITE(ID2,78)HLDMED(I),PDF(I)
81 CONTINUE
C
24 FORMAT (///'          RESULTADOS'//)
71 FORMAT(2F10.5)
73 FORMAT(/' NUMERO DE FAMILIAS = ',I5//,
*      '   COMPRIMENTO DE CADA FAMILIA/D = ',F10.5)
76 FORMAT(///' MEDIA DA ALTURA DE LIQUIDO/D [-] = ',F10.5)
77 FORMAT(/' DESVIO PADRAO [-] = ',F10.5)
78 FORMAT(F10.3,F10.7)
25 FORMAT(///'          PDF')
C
      STOP
      END
C
C *****
C *          SUBROTINA DE LEITURA DE DADOS          *
C *****
C
      SUBROUTINE INPUT(NS,SR,VHL1,VHL2,D,LE,TM)
C
      COMMON /INOUT/ IN,IO
C
      INTEGER IN,IO,NS,I
      REAL SR,VHL1(800000),VHL2(800000),LE,D,TM,QL,QG,PM,JL,JG,PI
C
      PI=3.141592654
      WRITE(IO,23)
      READ(IN,*)NS
      WRITE(IO,10)NS
      READ(IN,*)SR
      WRITE(IO,20)SR
      READ(IN,*)TM
      WRITE(IO,24)TM
      READ(IN,*)D
      WRITE(IO,22)D
      D=D/1000.
      READ(IN,*)LE
      WRITE(IO,21)LE
      LE=LE/1000.
      READ(IN,*)QL
      WRITE(IO,25)QL
      READ(IN,*)QG
      WRITE(IO,26)QG
      JL=(QL/60000.)/(PI*D**2/4.)
      JG=(QG/3600)/(PI*D**2/4.)
      WRITE(IO,28)JL,JG

```

```

      READ(IN,*)PM
      WRITE(IO,27)PM
      DO 30 I=1,NS
        READ(IN,*)VHL1(I),VHL2(I)
30    CONTINUE
C
23  FORMAT (/'          DADOS ')
10  FORMAT(//' NUMERO DE AMOSTRAS = ',I10)
20  FORMAT(//' TAXA DE AMOSTRAGEM = ',F10.2)
21  FORMAT(//' DISTANCIA ENTRE ELETRODOS = ',F10.2,' [mm]')
22  FORMAT(//' DIAMETRO DA TUBULACAO = ',F10.5,' [mm] ')
24  FORMAT(//' TEMPERATURA DE TESTE = ',F5.2,' [GRAUS CELSIUS]')
25  FORMAT(//' VAZAO DE LIQUIDO = ',F10.3,' [l/min]')
26  FORMAT(//' VAZAO DE GAS = ',F10.3,' [m3/h]')
28  FORMAT(//' VELOCIDADES SUPERFICIAIS: JL = ',F10.3,' [m/s]'/,
*      '          JG = ',F10.3,' [m/s]')
27  FORMAT(//' PRESSAO MANOMETRICA EM 1 = ',F10.3,' [kPa]')
45  FORMAT(F10.5,F10.5)
C
      RETURN
      END
C
C *****
C *      SUBROTINA DE FILTRAGEM - PASSA BAIXA (MOVING AVERAGE)      *
C *****
C
      SUBROUTINE LPFILTER(NS,SR,VAR)
C
      COMMON /INOUT/ IN,IO
C
      INTEGER NS,N,I,J,IO
      REAL SR,TC,VAR(800000),AUX(800000)
C
      CONSTANTE DE TEMPO = 0.05 s
C
      TC=0.01
      N=INT(TC*SR)
C
      DO 200 I=1,NS-N
        AUX(I)=0.
        DO 201 J=0,N-1
          AUX(I)=AUX(I)+VAR(I+J)
201    CONTINUE
        AUX(I)=AUX(I)/N
200    CONTINUE
C
      NS=NS-N
      DO 202 I=1,NS
        VAR(I)=AUX(I)
202    CONTINUE
C
      WRITE(IO,203)TC*1000.
203  FORMAT(//' TEMPO DO FILTRO [ms] = ',F10.5)
C
      RETURN
      END
C
C *****
C *      SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ *
C *****
C
      SUBROUTINE TEMPCOR(NS,TM,VHL1)
C

```

```

COMMON /BLK3/ VOT,T,TO
C
C      INTEGER I,NS
C      REAL VO,VOT,VO1,T,TO,TM,VHL1(800000)
C
C      T=TM
C      TOL=.5E-5
C      DO 60 I=1,NS
C
C      CHAMADA DA SUBOTINA DE CALCULO DO VALOR CORRIGIDO DE VHL1
C
C      VOT=VHL1(I)
C      VO1=VOT
C      WRITE(*,*)' PASSEI 1',VOT
C      CALL NEWTON(VO1,TOL,20,VO)
C      WRITE(*,*)' PASSEI 2',VO
C
C      VHL1(I)=VO
C
C 60 CONTINUE
C
C      RETURN
C      END
C
C *****
C * SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ *
C *****
C
C      SUBROUTINE NEWTON(PO,TOL,NO,P)
C
C      ESTA SUBROTINA PROCURA UMA SOLUCAO F(X)=0 DADOS
C      O INTERVALO [A,B] ONDE F(X) É CONTINUA
C      PO É UMA APROXIMACAO INICIAL
C      TOL É A TOLERANCIA PARA O ERRO RELATIVO
C      NO O NUMERO MÁXIMO PERMITIDO DE ITERACOES
C      P RETORNA O VALOR DA RAIZ PROCURADA
C
C      INTEGER I,NO
C      REAL PO,TOL,DF1,F1,P
C
C      I=1
C 10 IF(I.GT.NO) GO TO 21
C      WRITE(*,*)I,PO
C      DF1=DF(PO)
C      F1=F(PO)
C      P=PO-F1/DF1
C
C      TESTE PARA O VALOR DO ERRO EM CADA ITERACAO
C
C      IF(ABS((P-PO)/PO).LT.TOL)GO TO 27
C
C      I=I+1
C      PO=P
C      GO TO 10
C 21 WRITE(*,12)
C 12 FORMAT(/' ULTRAPASSOU O NUMERO MAXIMO DE ITERACOES PERMITIDAS')
C 40 FORMAT(I3,' ',F10.7)
C
C 27 RETURN
C      END
C
C *****
C * FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DERIVADA DE F(X) *

```



```

C *****
C
C REAL FUNCTION DF(X)
C
C REAL X,DELTA,F1,F2
C
C DELTA=1.0E-4
C
C X=X+DELTA
C F1=F(X)
C X=X-DELTA
C F2=F(X)
C
C DF=(F1-F2)/DELTA
C
C RETURN
C END
C
C *****
C * FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE F(X) *
C *****
C
C REAL FUNCTION F(VO)
C
C COMMON /BLK2/ D
C COMMON /BLK3/ VOT,T,TO
C
C REAL VOT,T,TO,VO,ALPHA,PI,D
C
C PI=3.141592654
C HLD=HL(VO)/(D*1000.)
C IF(HLD.GE.1.)THEN
C ALPHA=0.
C ELSE
C ALPHA=(1./PI)*(PI-ACOS(1.-2.*HLD)+(1.-2.*HLD)*
C * (1.-(1.-2.*HLD)**2)**.5)
C ENDIF
C WRITE(*,*)'PASSEI 3',D,VO,HLD,ALPHA,VOT
C F=VO-(VOT-(1.-ALPHA)*A( )*(ES(T)-ES(TO)))
C
C RETURN
C END
C
C *****
C * FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE ALPHA(VO) - CURVA DE CALIBRACAO *
C *****
C
C REAL FUNCTION HL(VO)
C
C COMMON /BLK3/ VOT,T,TO
C
C REAL VO,A,B1,VOT,T,TO
C
C TEMPERATURA DE CALIBRACAO TO - ALTURA DE LIQUIDO HL
C
C TO=20.35
C
C CURVA DE CALIBRACAO - ALTURA DE LIQUIDO HL
C
C A=-37.74279
C B1=21.66501
C HL=A+B1*VO
C

```

```

RETURN
END
C
C *****
C *   FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE A() - COEF. ANGULAR DE VO x ES   *
C *****
C
REAL FUNCTION A( )
C
C   COEFICIENTE ANGULAR - ALTURA DE LIQUIDO HL
C
A=-0.02694
C
RETURN
END
C
C *****
C *   FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA PERMISSIVIDADE RELATIVA       *
C *   DA AGUA EM FUNCAO DA TEMPERATURA F(X)                       *
C *****
C
REAL FUNCTION ES(TX)
C
REAL A,B,TX
C
A=87.8149
B=-0.004558951
ES=A*EXP(B*TX)
C
RETURN
END
C
C *****
C *   SUBROTINA DE CALCULO DA FUNCAO DENSIDADE DE PROBABLILIDADE   *
C *****
C
SUBROUTINE PDFHL(NS, HLD, MEAN, SD, NFAM, HLD FAM, HLD MED, PDF)
C
INTEGER NS, I, NFAM, NHLDFAM(100)
REAL HLD(800000), MEAN, SD, HLD MAX, HLD MIN, HLD FAM, HLD MED(100),
*   HLD INF, HLDSUP, PDF(100)
C
CALCULO DO HISTOGRAMA
C
CALCULO DO VALOR MEDIO E DESVIO PADRAO
C
MEAN=0.
DO 41 I=1, NS
    MEAN=MEAN+HLD(I)
41 CONTINUE
MEAN=MEAN/NS
C
SD=0.
DO 42 I=1, NS
    SD=SD+(HLD(I)-MEAN)**2.
42 CONTINUE
SD=SQRT(SD/(NS-1.))
C
CALCULO DO VALOR MAXIMO E MINIMO
C
HLD MAX=0.
HLD MIN=10000.
DO 43 I=1, NS

```

```

        IF(HLD(I).GT.HLDMAX)HLDMAX=HLD(I)
        IF(HLD(I).LT.HLDMIN)HLDMIN=HLD(I)
43  CONTINUE
C
C      NUMERO DE FAMILIAS = 60
C
      NFAM=30
C
C      INTERVALO ENTRE AS FAMILIAS
C
      HLDIFAM=(HLDMAX-HLDMIN)/NFAM
C
C      CALCULO DO NUMERO DE ELEMENTOS DE CADA FAMILIA E VALOR MEDIO
C      DE CADA FAMILIA
C
      DO 44 I=1,NFAM
        NHLDFAM(I)=0
44  CONTINUE
C
      DO 45 I=1,NFAM
        HLDINF=HLDMIN+(I-1)*HLDIFAM
        HLDSUP=HLDINF+HLDIFAM
        HLDMED(I)=HLDINF+HLDIFAM/2.
        DO 45 J=1,NS
          IF(HLDINF.LE.HLD(J).AND.HLD(J).LE.HLDSUP)THEN
            NHLDFAM(I)=NHLDFAM(I)+1
          ENDIF
65  CONTINUE
C
C      NORMALIZACAO DO HISTOGRAMA E CALCULO DA PDF
C
      DO 47 I=1,NFAM
        PDF(I)=1.*NHLDFAM(I)/NS
47  CONTINUE
C
      RETURN
      END
C
C      *****
C      *                               FIM DO PROGRAMA                               *
C      *****

```

## A.4 Determinação da Velocidade Média e do Comprimento dos Pistões de Líquido (LENGCL.FOR)

```

C      *****
C      *          PROGRAMA COMPUTACIONAL - LENGCLC.FOR          *
C      *      PARA CALCULO DA DISTRIBUICAO DO COMPRIMENTO DOS PISTOES      *
C      *      A PARTIR DOS SINAIS PROVENIENTES DA SONDA INSTALADA EM 1 - HL1  *
C      *      AUTOR: EMERSON DOS REIS (MAIO DE 2002)                *
C      *      DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E DE FLUIDOS - DETF        *
C      *      FACULDADE DE ENGENHARIA MECANICA - FEM                *
C      *      UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS - UNICAMP            *
C      *****
C
C      PROGRAM LENGCLC
C
C      COMMON /INOUT/ IN,IO
C      COMMON /BLK2/ D
C
C      INTEGER IN,IO,ID1,NS,NBBLE,NSLUG,NFAM,NLSFAM(100),NOFAM(100),ID2,
C      *      NFAMHLD,ID3,ID4,N
C      REAL SR,DTBBLE(800000),DTSLUG(800000),MEAN,SD,LSFAM,LSMED(100),
C      *      MEANS,SDS,VHL1(800000),VHL2(800000),VT,LE,D,RS(160000),
C      *      MEANHLD,SDHLD,HLDMED(100),PDF(100),HLDFAM,TM,HLD(800000),
C      *      TA,BASE,VL(800000)
C
C      IN=5
C      IO=6
C      ID1=7
C      ID2=8
C      ID3=9
C      ID4=10
C
C      ABETURA DOS ARQUIVOS DE ENTRADA E SAIDA DE DADOS
C
C      OPEN(IN,FILE='PONTO2.DAT')
C      OPEN(IO,FILE='OUTPUT.DAT')
C      OPEN(ID1,FILE='DATA_2.DAT')
C      OPEN(ID2,FILE='SLUGSTAT_2.DAT')
C      OPEN(ID3,FILE='RS_2.DAT')
C      OPEN(ID4,FILE='PDF_2.DAT')
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA PARA LEITURA DOS DADOS
C
C      WRITE(*,*)' LEITURA DE DADOS ....'
C      CALL INPUT(NS,SR,VHL1,VHL2,D,LE,TM)
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA DE CALCULO DA VELOCIDADE MÉDIA TRANSLACIONAL
C
C      WRITE(*,*)' CORRELACAO CRUZADA ....'
C      CALL CCORR(N,SR,VHL1,VHL2,LE,RS,VT)
C
C      DO 103 I=1,N
C          WRITE(ID3,105)I,RS(I)
103  CONTINUE
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA DE FILTRO DIGITAL (MOVING AVERAGE)
C

```

```

WRITE(*,*)' FILTRAGEM DO SINAL VHL - DAMPING ....'
CALL LPFILTER(NS,SR,VHL1)
C
C CHAMADA DA SUBROTINA PARA CORRECAO DO VALORES DE VHL1 EM FUNCAO DA
C TEMPERATURA
C
WRITE(*,*)' CORRECAO DOS VALORES DE VO EM FUNCAO DE T ....'
CALL TEMPCOR(NS,TM,VHL1)
C
DO 83 I=1,NS
    VO=VHL1(I)
    HLD(I)=HL(VO)/(1000.*D)
83 CONTINUE
C
C CHAMADA DA SUBROTINA DE CALCULO DOS INTERVALOS DE TEMPO
C
C VALOR BASE DE CALCULO DO COMPRIMENTO DOS PISTOES E BOLHAS (BASE - H/D)
C
BASE=0.60
C
WRITE(*,*)' CALCULO DOS INTERVALOS DE TEMPO ....'
CALL TIMEDELAY(NS,SR,HLD,BASE,VL,NBBLE,DTBBLE,NSLUG,DTSLUG)
C
WRITE(IO,24)
WRITE(IO,60)NBBLE
WRITE(IO,70)NSLUG
C
C CHAMADA DA SUBROTINA DE CALCULO DA DISTRIBUICAO DO COMPRIMENTO
C DOS PISTOES
C
WRITE(*,*)' ESTATISTICA DOS PISTOES ....'
CALL STAT(NSLUG,DTSLUG,D,VT,MEAN,SD,NFAM,LSFAM,NLSFAM,
*          LSMED,NOFAM,MEANS,SDS)
C
WRITE(IO,71)MEAN
WRITE(IO,72)SD
WRITE(IO,73)NFAM,LSFAM
DO 80 I=1,NFAM
    WRITE(ID2,74)LSMED(I),NLSFAM(I),NOFAM(I)
80 CONTINUE
C
C IMPRESSAO DOS VALORES ADIMENSIONAIS DE HL/D CORRIGIDOS PARA UMA AMOSTRA
C
C TAMANHO DA AMOSTRA (20 SEGUNDOS)
C
TA=30.
N=INT(TA*SR)
DO 82 I=1,N
    WRITE(ID1,78)(I-1)/SR,HLD(I),VL(I)
82 CONTINUE
C
C CHAMADA DA SUBROTINA PARA CALCULO DA FUNCAO DENSIDADE DE PROBABILIDADE
C SOBRE OS SINAIS DE HL
C
WRITE(*,*)' FUNCAO DENSIDADE DE PROBABILIDADE ....'
CALL PDFHL(NS,HLD,MEANHLD,SDHLD,NFAMHLD,HLDLFAM,HLDLMED,PDF)
C
WRITE(IO,76)MEANHLD
WRITE(IO,77)SDHLD
WRITE(IO,73)NFAMHLD,HLDLFAM
DO 81 I=1,NFAMHLD
    WRITE(ID4,78)HLDLMED(I),PDF(I)
81 CONTINUE

```

```

C
24 FORMAT (///'          RESULTADOS' )
60 FORMAT(//' NBBLE = ',I10,F10.5)
70 FORMAT(//' NSLUG = ',I10,F10.5//)
71 FORMAT(//' MEDIA DOS COMPRIMENTOS DOS PISTOES/D [-] = ',F10.5)
72 FORMAT(//' DESVIO PADRAO [-] = ',F10.5)
73 FORMAT(//' NUMERO DE FAMILIAS = ',I5//,
*          ' COMPRIMENTO DE CADA FAMILIA/D = ',F10.5)
74 FORMAT(F10.5,2I5)
75 FORMAT(2F10.4)
76 FORMAT(//' MEDIA DA ALTURA DE LIQUIDO/D [-] = ',F10.5)
77 FORMAT(//' DESVIO PADRAO [-] = ',F10.5)
78 FORMAT(3F10.5)
105 FORMAT(I5,F10.3)

C
      STOP
      END

C
C *****
C *          SUBROTINA DE LEITURA DE DADOS          *
C *****
C
      SUBROUTINE INPUT(NS,SR,VHL1,VHL2,D,LE,TM)
C
      COMMON /INOUT/ IN,IO
C
      INTEGER IN,IO,NS,I
      REAL SR,VHL1(800000),VHL2(800000),LE,D,TM,QL,QG,PM,JL,JG,PI
C
      PI=3.141592654
      WRITE(IO,23)
      READ(IN,*)NS
      WRITE(IO,10)NS
      READ(IN,*)SR
      WRITE(IO,20)SR
      READ(IN,*)TM
      WRITE(IO,24)TM
      READ(IN,*)D
      WRITE(IO,22)D
      D=D/1000.
      READ(IN,*)LE
      WRITE(IO,21)LE
      LE=LE/1000.
      READ(IN,*)QL
      WRITE(IO,25)QL
      READ(IN,*)QG
      WRITE(IO,26)QG
      JL=(QL/60000.)/(PI*D**2/4.)
      JG=(QG/3600)/(PI*D**2/4.)
      WRITE(IO,28)JL,JG
      READ(IN,*)PM
      WRITE(IO,27)PM
      DO 30 I=1,NS
          READ(IN,*)VHL1(I),VHL2(I)
30 CONTINUE

C
23 FORMAT (/'          DADOS ' )
10 FORMAT(//' NUMERO DE AMOSTRAS = ',I10)
20 FORMAT(//' TAXA DE AMOSTRAGEM = ',F10.2)
21 FORMAT(//' DISTANCIA ENTRE ELETRODOS = ',F10.2,' [mm]')
22 FORMAT(//' DIAMETRO DA TUBULACAO = ',F10.5,' [mm] ')
24 FORMAT(//' TEMPERATURA DE TESTE = ',F5.2,' [GRAUS CELSIUS]')
25 FORMAT(//' VAZAO DE LIQUIDO = ',F10.3,' [l/min]')

```



```

C      CALL NEWTON(VOL,TOL,20,VO)
C
C      VHL1(I)=VO
C
60 CONTINUE
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      * SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ *
C      *****
C
C      SUBROUTINE NEWTON(PO,TOL,NO,P)
C
C      ESTA SUBROTINA PROCURA UMA SOLUCAO F(X)=0 DADOS
C      O INTERVALO [A,B] ONDE F(X) É CONTINUA
C      PO É UMA APROXIMACAO INICIAL
C      TOL É A TOLERANCIA PARA O ERRO RELATIVO
C      NO O NUMERO MÁXIMO PERMITIDO DE ITERACOES
C      P RETORNA O VALOR DA RAIZ PROCURADA
C
C      INTEGER I,NO
C      REAL PO,TOL,DF1,F1,P
C
C      I=1
10 IF(I.GT.NO) GO TO 21
C      WRITE(*,*)I,PO
C      DF1=DF(PO)
C      F1=F(PO)
C      P=PO-F1/DF1
C
C      TESTE PARA O VALOR DO ERRO EM CADA ITERACAO
C
C      IF(ABS((P-PO)/PO).LT.TOL)GO TO 27
C
C      I=I+1
C      PO=P
C      GO TO 10
21 WRITE(*,12)
12 FORMAT(/' ULTRAPASSOU O NUMERO MAXIMO DE ITERACOES PERMITIDAS')
40 FORMAT(I3,' ',F10.7)
C
27 RETURN
C      END
C
C      *****
C      * FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DERIVADA DE F(X) *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION DF(X)
C
C      REAL X,DELTA,F1,F2
C
C      DELTA=1.0E-4
C
C      X=X+DELTA
C      F1=F(X)
C      X=X-DELTA
C      F2=F(X)
C
C      DF=(F1-F2)/DELTA

```



```

C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *          FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE F(X)          *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION F(VO)
C
C      COMMON /BLK2/ D
C      COMMON /BLK3/ VOT,T,TO
C
C      REAL VOT,T,TO,VO,ALPHA,PI,D
C
C      PI=3.141592654
C      HLD=HL(VO)/(D*1000.)
C      IF(HLD.GE.1.)THEN
C          ALPHA=0.
C      ELSE
C          ALPHA=(1./PI)*(PI-ACOS(1.-2.*HLD)+(1.-2.*HLD)*
*          (1.-(1.-2.*HLD)**2)**.5)
C      ENDIF
C
C      F=VO-(VOT-(1.-ALPHA)*A()*(ES(T)-ES(TO)))
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *          FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE HL(VO) - CURVA DE CALIBRACAO      *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION HL(VO)
C
C      COMMON /BLK3/ VT,T,TO
C
C      REAL VO,A,B1,VT,T,TO
C
C      TEMPERATURA DE CALIBRACAO TO
C
C      TO=20.35
C
C      CURVA DE CALIBRACAO - MEDIDOR DE ALTURA DE LIQUIDO
C
C      A=-37.74279
C      B1=21.66501
C      HL=A+B1*VO
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *          FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE A() - COEF. ANGULAR DE VO x ES      *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION A()
C
C      COEFICIENTE ANGULAR - FRACAO DE VAZIO EM 2
C
C      A=-0.02694
C

```

```

RETURN
END
C
C *****
C *          FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA PERMISSIVIDADE RELATIVA          *
C *          DA AGUA EM FUNCAO DA TEMPERATURA F(X)                        *
C *****
C
REAL FUNCTION ES(TX)
C
REAL A,B,TX
C
A=87.8149
B=-0.004558951
ES=A*EXP(B*TX)
C
RETURN
END
C
C *****
C *          SUBROTINA DE CALCULO DOS INTERVALOS DE TEMPO                  *
C *****
C
SUBROUTINE TIMEDELAY(NS,SR,HLD,BASE,VL,NBBLE,DTBBLE,NSLUG,DTSLUG)
C
LOGICAL BUBBLE,FIRST
INTEGER NS,NSLUG,NBBLE,I
REAL SR,HLD(800000),VS,VI,DT,DTSLUG(800000),DTBBLE(800000),TF,
*   TI,DTS,BASE,VL(800000)
C
C   CALCULO DO INTERVALO DE TEMPO ENTRE AMOSTRAS
C
DTS=1./SR
C
C   CALCULO DO INTERVALO DE TEMPO DE BOLHAS E PISTOES
C
NSLUG=0
NBBLE=0
FIRST=.TRUE.
DO 51 I=1,NS
  IF(HLD(I).LT.BASE)THEN
    VL(I)=0.
  ELSE
    VL(I)=1.
  ENDIF
51 CONTINUE
C
DO 50 I=2,NS
  VS=VL(I)
  VI=VL(I-1)
  TF=(I-1)*DTS
  IF(VS.NE.VI)THEN
    IF(VS.GT.VI)THEN
      BUBBLE=.FALSE.
    ELSE
      BUBBLE=.TRUE.
    ENDIF
    IF(FIRST.NEQV..TRUE.)THEN
      DT=TF-TI
      IF(BUBBLE.EQV..FALSE.)THEN
        NBBLE=NBBLE+1
        DTBBLE(NBBLE)=DT
      ELSE

```

```

        NSLUG=NSLUG+1
        DTSLUG(NSLUG)=DT
    ENDIF
ENDIF
FIRST=.FALSE.
TI=TF
ENDIF
50 CONTINUE
C
    RETURN
    END
C
C *****
C * SUBROTINA DE CALCULO DA CORRELACAO CRUZADA E VELOCIDADE MÉDIA *
C * TRANSLACIONAL DOS PISTOES NA ENTRADA DO TE *
C *****
C
    SUBROUTINE CCORR(N,SR,VHL1,VHL2,LE,RS,VT)
C
    COMMON /INOUT/ IN,IO
C
    INTEGER IO,I,J,IMAX,N
    REAL VHL1(800000),VHL2(800000),LE,VT,MAX,RS(160000),SR,TM,RXX0,
    * RYY0,TMAX
C
    TEMPO (TAMANHO DA AMOSTRA) 30 SEGUNDOS
C
    TMAX=30.
    N=INT(SR*TMAX)
C
    CALCULO DA CORRELACAO DOS SINAIS DE VHL1 E VHL2
C
    RXX0=0.
    DO 96 I=1,N
        RXX0=RXX0+VHL2(I)*VHL2(I)
96 CONTINUE
    RXX0=RXX0/N
C
    RYY0=0.
    DO 98 I=1,N
        RYY0=RYY0+VHL1(I)*VHL1(I)
98 CONTINUE
    RYY0=RYY0/N
C
    DO 100 J=0,N
        RS(J)=0.
        DO 101 I=1,N
            RS(J)=RS(J)+VHL2(I)*VHL1(I+J)
101 CONTINUE
        RS(J)=RS(J)/(N*SQRT(RXX0*RYY0))
100 CONTINUE
C
    DETERMINACAO DO INDICE DO MAIOR VALOR DE RS
C
    MAX=0.
    IMAX=0
    DO 102 I=1,N
        IF(RS(I).GT.MAX)THEN
            MAX=RS(I)
            IMAX=I
        ENDIF
102 CONTINUE
C

```

```

WRITE(IO,104)MAX,IMAX
C
C INTERPOLACAO
C
      TM=(IMAX-(1./2.)*(RS(IMAX+1)-RS(IMAX-1)))/
*      (RS(IMAX+1)-2.*RS(IMAX)+RS(IMAX-1))/SR
C
C CALCULO DA VELOCIDADE MEDIA
C
      VT=LE/TM
C
      WRITE(IO,106)TM,VT
C
104 FORMAT(/' MAIOR VALOR DE RS = ',F10.2,/
*         /' INDICE DO MAIOR VALOR = ',I10)
106 FORMAT(/' TEMPO MEDIO DE DEFASAGEM = ',F10.7,' [s]'/
*         /' VELOCIDADE MEDIA = ',F10.4,' [m/s] ')
C
      RETURN
      END
C
C *****
C * SUBROTINA DE CALCULO DA DISTRIBUICAO DE FREQUENCIA DOS PISTOES *
C *****
C
      SUBROUTINE STAT(NSLUG,DTSLUG,D,VT,MEAN,SD,NFAM,LSFAM,NLSFAM,
*                   LSMED,NOFAM,MEANS,SDS)
C
      INTEGER NSLUG,I,NFAM,NLSFAM(100),NOFAM(100),NLS
      REAL DTSLUG(800000),MEAN,SD,LSMAX,LSMIN,LSMED(100),LSINF,LSSUP,
*         LSFAM,MEANS,SDS,VT,D,LSLUG(800000)
C
C CALCULO DO COMPRIMENTO DOS PISTOES
C
      DO 7 I=1,NSLUG
        LSLUG(I)=DTSLUG(I)*VT/D
      7 CONTINUE
C
C CALCULO DO VALOR MEDIO E DESVIO PADRAO
C
      MEAN=0.
      DO 9 I=1,NSLUG
        MEAN=MEAN+LSLUG(I)
      9 CONTINUE
      MEAN=MEAN/NSLUG
C
      SD=0.
      DO 8 I=1,NSLUG
        SD=SD+(LSLUG(I)-MEAN)**2.
      8 CONTINUE
      SD=SQRT(SD/(NSLUG-1.))
C
C CALCULO DO VALOR MAXIMO E MINIMO DO TEMPO DE PASSAGEM DOS PISTOES
C
      LSMAX=0.
      LSMIN=10000.
      DO 73 I=1,NSLUG
        IF(LSLUG(I).GT.LSMAX)LSMAX=LSLUG(I)
        IF(LSLUG(I).LT.LSMIN)LSMIN=LSLUG(I)
      73 CONTINUE
C
C NUMERO DE FAMILIAS = 20
C

```

```

      NFAM=20
C
C      INTERVALO ENTRE AS FAMILIAS
C
      LSFAM=(LSMAX-LSMIN)/NFAM
C
C      CALCULO DO NUMERO DE ELEMENTOS DE CADA FAMILIA E VALOR MEDIO
C      DOS TEMPOS DE CADA FAMILIA
C
      DO 74 I=1,NFAM
          NLSFAM(I)=0
74  CONTINUE
C
      DO 75 I=1,NFAM
          LSINF=LSMIN+(I-1)*LSFAM
          LSSUP=LSINF+LSFAM
          LSMED(I)=(LSINF+LSFAM)/2.
          DO 75 J=1,NSLUG
              IF(LSINF.LE.LSLUG(J).AND.LSLUG(J).LE.LSSUP)THEN
                  NLSFAM(I)=NLSFAM(I)+1
              ENDIF
          75  CONTINUE
C
C      CALCULO DO NUMERO DE OCORRENCIAS DE DT EM CADA FAMILIA
C      A PARTIR DA DISTRIBUICAO NORMAL FORNECIDA POR MEAN E SD
C
      PI=2.*ASIN(1.)
      DO 76 I=1,NFAM
          LSMFAM=LSMED(I)
          NOFAM(I)=NINT(NSLUG*LSFAM*1./(SQRT(2.*PI)*SD)*EXP(-1.*(1./2.)*
*          ((LSMFAM-MEAN)/SD)**2.))
76  CONTINUE
      NLS=0
      DO 24 I=1,NFAM
          NLS=NLS+NOFAM(I)
24  CONTINUE
C
C      CALCULO DO VALOR MEDIO E DESVIO PADRAO DA NOVA DISTRIBUICAO
C
      MEANS=0.
      DO 77 I=1,NFAM
          MEANS=MEANS+NOFAM(I)*LSMED(I)
77  CONTINUE
      MEANS=MEANS/NLS
C
      SDS=0.
      DO 78 I=1,NFAM
          SDS=SDS+NOFAM(I)*(LSMED(I)-MEANS)**2.
78  CONTINUE
      SDS=SQRT(SDS/(NLS-1.))
C
      RETURN
      END
C
C      *****
C      * SUBROTINA DE CALCULO DA DISTRIBUICAO DE FREQUENCIA DOS PISTOES *
C      *****
C
      SUBROUTINE PDFHL(NS,HLD,MEAN,SD,NFAM,HLDLFAM,HLDLMD,PDF)
C
      INTEGER NS,I,NFAM,NHLDLFAM(100)
      REAL HLD(800000),MEAN,SD,HLDLMAX,HLDLMD,PDF(100),
*      HLDLINF,HLDLSUP,PDF(100)

```

```

C
C      CALCULO DO HISTOGRAMA
C
C      CALCULO DO VALOR MEDIO E DESVIO PADRAO
C
      MEAN=0.
      DO 41 I=1,NS
        MEAN=MEAN+HLD(I)
41 CONTINUE
      MEAN=MEAN/NS
C
      SD=0.
      DO 42 I=1,NS
        SD=SD+(HLD(I)-MEAN)**2.
42 CONTINUE
      SD=SQRT(SD/(NS-1.))
C
C      CALCULO DO VALOR MAXIMO E MINIMO DO TEMPO DE PASSAGEM DOS PISTOES
C
      HLDMAX=0.
      HLDMIN=10000.
      DO 43 I=1,NS
        IF(HLD(I).GT.HLDMAX)HLDMAX=HLD(I)
        IF(HLD(I).LT.HLDMIN)HLDMIN=HLD(I)
43 CONTINUE
C
C      NUMERO DE FAMILIAS = 100
C
      NFAM=60
C
C      INTERVALO ENTRE AS FAMILIAS
C
      HLDFAM=(HLDMAX-HLDMIN)/NFAM
C
C      CALCULO DO NUMERO DE ELEMENTOS DE CADA FAMILIA E VALOR MEDIO
C      DOS TEMPOS DE CADA FAMILIA
C
      DO 44 I=1,NFAM
        NHLDFAM(I)=0
44 CONTINUE
C
      DO 45 I=1,NFAM
        HLDINF=HLDMIN+(I-1)*HLDFAM
        HLDSUP=HLDINF+HLDFAM
        HLDMED(I)=HLDINF+HLDFAM/2.
        DO 45 J=1,NS
          IF(HLDINF.LE.HLD(J).AND.HLD(J).LE.HLDSUP)THEN
            NHLDFAM(I)=NHLDFAM(I)+1
          ENDIF
45 CONTINUE
C
C      NORMALIZACAO DO HISTOGRAMA E CALCULO DA PDF
C
      DO 47 I=1,NFAM
        PDF(I)=1.*NHLDFAM(I)/NS
47 CONTINUE
C
      RETURN
      END
C
C      *****
C      *                                     *
C      *               FIM DO PROGRAMA               *
C      *                                     *
C      *****

```

## A.5 Determinação do Perfil das Bolhas Alongadas (PROFILE.FOR)

```

C *****
C *          PROGRAMA COMPUTACIONAL - PROFILE.FOR          *
C *    PARA DETERMINACAO DO PERFIL DE BOLHAS E PISTOES DE COMPRI- *
C *    MENTO MEDIO A PARTIR DOS SINAIS DA SONDA INSTALADA EM 1 *
C *    AUTOR: EMERSON DOS REIS (MAIO DE 2002) *
C *    DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E DE FLUIDOS - DETF *
C *    FACULDADE DE ENGENHARIA MECANICA - FEM *
C *    UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS - UNICAMP *
C *****
C
C    PROGRAM PROFILE
C
C    COMMON /INOUT/ IN,IO
C    COMMON /BLK2/ D
C
C    INTEGER IN,IO,ID1,NS,NBBLE,NSLUG,ID2,IBBLEINI(1000),
C *    IBBLEFIM(1000),ISLUGINI(2000),ISLUGFIM(2000),
C *    NPTSLUGS(5),NPTBBLES(5)
C    REAL SR,DTBBLE(800000),DTSLUG(800000),VHL1(800000),VHL2(800000),
C *    LE,D,HLD(800000),MEANSLUG,MEANBBLE,SDSLUG,SDBBLE,
C *    SLUGS(5,2000),BBLES(5,2000),BASE
C
C    IN=5
C    IO=6
C    ID1=7
C    ID2=8
C
C    ABETURA DOS ARQUIVOS DE ENTRADA E SAIDA DE DADOS
C
C    OPEN(IN,FILE='PONTO13.DAT')
C    OPEN(IO,FILE='OUTPUT.DAT')
C    OPEN(ID1,FILE='BBLES_13.DAT')
C    OPEN(ID2,FILE='SLUGS_13.DAT')
C
C    CHAMADA DA SUBROTINA PARA LEITURA DOS DADOS
C
C    WRITE(*,*)' LEITURA DE DADOS ....'
C    CALL INPUT(NS,SR,VHL1,VHL2,D,LE,TM)
C
C    CHAMADA DA SUBROTINA DE FILTRO DIGITAL (MOVING AVERAGE)
C
C    WRITE(*,*)' FILTRAGEM DO SINAL VHL - DAMPING ....'
C    CALL LPFILTER(NS,SR,VHL1)
C
C    CHAMADA DA SUBROTINA PARA CORRECAO DO VALORES DE VHL1 EM FUNCAO DA
C    TEMPERATURA
C
C    WRITE(*,*)' CORRECAO DOS VALORES DE VO EM FUNCAO DE T ....'
C    CALL TEMPCOR(NS,TM,VHL1)
C
C    DO 83 I=1,NS
C        VO=VHL1(I)
C        HLD(I)=HL(VO)/(1000.*D)
83 CONTINUE
C
C    CHAMADA DA SUBROTINA DE CALCULO DOS INTERVALOS DE TEMPO
C

```

```

C      VALOR BASE DE CALCULO DO COMPRIMENTO DOS PISTOES E BOLHAS (BASE - H/D)
C
C      BASE=0.70
C
C      WRITE(*,*)' CALCULO DOS INTERVALOS DE TEMPO ....'
C      CALL TIMEDELAY(NS,SR,HLD,BASE,NBBLE,DTBBLE,NSLUG,DTSLUG,
*          IBBLEINI,IBBLEFIM,ISLUGINI,ISLUGFIM)
C
C      WRITE(IO,24)
C      WRITE(IO,60)NBBLE
C      WRITE(IO,70)NSLUG
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA DE CALCULO DA DISTRIBUICAO DO COMPRIMENTO
C      DOS PISTOES
C
C      DO 82 I=1,3
C          DO 82 J=1,2000
C              SLUGS(I,J)=0.
C              BBLES(I,J)=0.
82 CONTINUE
C      WRITE(*,*)' ESTATISTICA DOS PISTOES E BOLHAS ....'
C      CALL STAT(HLD,NSLUG,DTSLUG,NBBLE,DTBBLE,MEANSLUG,SDSLUG,
*          MEANBBLE,SDBBLE,IBBLEINI,IBBLEFIM,ISLUGINI,
*          ISLUGFIM,NPTSLUGS,SLUGS,NPTBBLES,BBLES)
C
C      IMPRESSAO DE RESULTADOS
C
C      WRITE(IO,71)MEANSLUG
C      WRITE(IO,72)SDSLUG
C      WRITE(IO,73)MEANBBLE
C      WRITE(IO,74)SDBBLE
C
C      BOLHAS
C
C      IMAX=0
C      DO 81 I=1,3
C          IF(NPTBBLES(I).GT.IMAX)THEN
C              IMAX=NPTBBLES(I)
C          ENDIF
81 CONTINUE
C
C      DO 80 I=1,IMAX
C          WRITE(ID1,75)(I-1)/SR,BBLES(1,I),BBLES(2,I),BBLES(3,I),
*              (BBLES(1,I)+BBLES(2,I)+BBLES(3,I))/3.
80 CONTINUE
C
C      PISTOES
C
C      IMAX=0
C      DO 85 I=1,3
C          IF(NPTSLUGS(I).GT.IMAX)THEN
C              IMAX=NPTSLUGS(I)
C          ENDIF
85 CONTINUE
C
C      DO 86 I=1,IMAX
C          WRITE(ID2,75)(I-1)/SR,SLUGS(1,I),SLUGS(2,I),SLUGS(3,I),
*              (SLUGS(1,I)+SLUGS(2,I)+SLUGS(3,I))/3.
86 CONTINUE
C
24 FORMAT (///'          RESULTADOS' )
60 FORMAT(//' NBBLE = ',I10,F10.5)
70 FORMAT(//' NSLUG = ',I10,F10.5//)

```



```

71 FORMAT(/' MEDIA DOS INTERVALOS DE TEMPO DOS PISTOES [s] = ',F10.5)
72 FORMAT(/' DESVIO PADRAO [-] = ',F10.5)
73 FORMAT(/' MEDIA DOS INTERVALOS DE TEMPO DAS BOLHAS [s] = ',F10.5)
74 FORMAT(/' DESVIO PADRAO [-] = ',F10.5)
75 FORMAT(F10.6,4F10.4)

C      STOP
      END

C
C      *****
C      *                      SUBROTINA DE LEITURA DE DADOS                      *
C      *****
C
C      SUBROUTINE INPUT(NS,SR,VHL1,VHL2,D,LE,TM)
C
C      COMMON /INOUT/ IN,IO
C
C      INTEGER IN,IO,NS,I
C      REAL SR,VHL1(800000),VHL2(800000),LE,D,TM,QL,QG,PM,JL,JG,PI
C
C      PI=3.141592654
C      WRITE(IO,23)
C      READ(IN,*)NS
C      WRITE(IO,10)NS
C      READ(IN,*)SR
C      WRITE(IO,20)SR
C      READ(IN,*)TM
C      WRITE(IO,24)TM
C      READ(IN,*)D
C      WRITE(IO,22)D
C      D=D/1000.
C      READ(IN,*)LE
C      WRITE(IO,21)LE
C      LE=LE/1000.
C      READ(IN,*)QL
C      WRITE(IO,25)QL
C      READ(IN,*)QG
C      WRITE(IO,26)QG
C      JL=(QL/60000.)/(PI*D**2/4.)
C      JG=(QG/3600)/(PI*D**2/4.)
C      WRITE(IO,28)JL,JG
C      READ(IN,*)PM
C      WRITE(IO,27)PM
C      DO 30 I=1,NS
C          READ(IN,*)VHL1(I),VHL2(I)
30 CONTINUE
C
C      23 FORMAT ('          DADOS ')
C      10 FORMAT(/' NUMERO DE AMOSTRAS = ',I10)
C      20 FORMAT(/' TAXA DE AMOSTRAGEM = ',F10.2)
C      21 FORMAT(/' DISTANCIA ENTRE ELETRODOS = ',F10.2,' [mm]')
C      22 FORMAT(/' DIAMETRO DA TUBULACAO = ',F10.5,' [mm] ')
C      24 FORMAT(/' TEMPERATURA DE TESTE = ',F5.2,' [GRAUS CELSIUS]')
C      25 FORMAT(/' VAZAO DE LIQUIDO = ',F10.3,' [l/min]')
C      26 FORMAT(/' VAZAO DE GAS = ',F10.3,' [m3/h]')
C      28 FORMAT(/' VELOCIDADES SUPERFICIAIS: JL = ',F10.3,' [m/s]'/,
C      *          '          JG = ',F10.3,' [m/s]')
C      27 FORMAT(/' PRESSAO MANOMETRICA EM 1 = ',F10.3,' [kPa]')
C      45 FORMAT(F10.5,F10.5)
C
C      RETURN
C      END
C

```

```

C *****
C *      SUBROTINA DE FILTRAGEM - PASSA BAIXA (MOVING AVERAGE)      *
C *****
C
C      SUBROUTINE LPFILTER(NS,SR,VAR)
C
C      COMMON /INOUT/ IN,IO
C
C      INTEGER NS,N,I,J,IO
C      REAL SR,TC,VAR(800000),AUX(800000)
C
C      CONSTANTE DE TEMPO = 0.1 s
C
C      TC=0.05
C      N=INT(TC*SR)
C
C      DO 200 I=1,NS-N
C          AUX(I)=0.
C          DO 201 J=0,N-1
C              AUX(I)=AUX(I)+VAR(I+J)
201      CONTINUE
C          AUX(I)=AUX(I)/N
200      CONTINUE
C
C      NS=NS-N
C      DO 202 I=1,NS
C          VAR(I)=AUX(I)
202      CONTINUE
C
C      WRITE(IO,203)TC*1000.
203      FORMAT(/' TEMPO DO FILTRO [ms] = ',F10.5)
C
C      RETURN
C      END
C
C *****
C *      SUBROTINA DE CALCULO DOS INTERVALOS DE TEMPO      *
C *****
C
C      SUBROUTINE TIMEDELAY(NS,SR,HLD,BASE,NBBLE,DTBBLE,NSLUG,DTSLUG,
C      *      IBBLEINI,IBBLEFIM,ISLUGINI,ISLUGFIM)
C
C      LOGICAL BUBBLE,FIRST
C      INTEGER NS,NSLUG,NBBLE,I,INI,IFIM,IBBLEINI(1000),IBBLEFIM(1000),
C      *      ISLUGINI(2000),ISLUGFIM(2000)
C      REAL SR,HLD(800000),VS,VI,DT,DTSLUG(800000),DTBBLE(800000),TF,
C      *      TI,DTS,BASE,VL(800000)
C
C      CALCULO DO INTERVALO DE TEMPO ENTRE AMOSTRAS
C
C      DTS=1./SR
C
C      CALCULO DO INTERVALO DE TEMPO DE BOLHAS E PISTOES
C
C      NSLUG=0
C      NBBLE=0
C      FIRST=.TRUE.
C      DO 51 I=1,NS
C          IF(HLD(I).LT.BASE)THEN
C              VL(I)=0.
C          ELSE
C              VL(I)=1.
C          ENDIF

```

```

51 CONTINUE
C
DO 50 I=2,NS
  VS=VL(I)
  VI=VL(I-1)
  TF=(I-1)*DTS
  IF(VS.NE.VI)THEN
    IF(VS.GT.VI)THEN
      BUBBLE=.FALSE.
    ELSE
      BUBBLE=.TRUE.
    ENDIF
    IF(FIRST.NEQV..TRUE.)THEN
      IFIM=I
      DT=TF-TI
      IF(BUBBLE.EQV..FALSE.)THEN
        NBBLE=NBBLE+1
        DTBBLE(NBBLE)=DT
        IBBLEINI(NBBLE)=INI
        IBBLEFIM(NBBLE)=IFIM
      ELSE
        NSLUG=NSLUG+1
        DTSLUG(NSLUG)=DT
        ISLUGINI(NSLUG)=INI
        ISLUGFIM(NSLUG)=IFIM
      ENDIF
    ENDIF
    INI=IFIM
    FIRST=.FALSE.
    TI=TF
  ENDIF
50 CONTINUE
C
RETURN
END
C
*****
C
* SUBROTINA DE CALCULO DA DISTRIBUICAO DE FREQUENCIA DOS PISTOES *
C
*****
C
SUBROUTINE STAT(HLD,NSLUG,DTSLUG,NBBLE,DTBBLE,MEANSLUG,SDSLUG,
*
* MEANBBLE,SDBBLE,IBBLEINI,IBBLEFIM,ISLUGINI,
* ISLUGFIM,NPTSLUGS,SLUGS,NPTBBLES,BBLES)
C
INTEGER J,I,NSLUG,NBBLE,IBBLEINI(1000),IBBLEFIM(1000),
* ISLUGINI(2000),ISLUGFIM(2000),NPTSLUGS(5),NPTBBLES(5),
* ISLUG(5),IBBLE(5),IS,IB,INI,IFIM,IEND
REAL DTSLUG(800000),DTBBLE(800000),MEANSLUG,MEANBBLE,SDSLUG,
* SDBBLE,SLUGS(5,2000),BBLES(5,2000),DIF,HLD(800000)
C
CALCULO DO VALOR MEDIO E DESVIO PADRAO DOS PISTOES E BOLHAS
C
MEANSLUG=0.
DO 9 I=1,NSLUG
  MEANSLUG=MEANSLUG+DTSLUG(I)
9 CONTINUE
MEANSLUG=MEANSLUG/NSLUG
C
SDSLUG=0.
DO 8 I=1,NSLUG
  SDSLUG=SDSLUG+(DTSLUG(I)-MEANSLUG)**2.
8 CONTINUE
SDSLUG=SQRT(SDSLUG/(NSLUG-1.))

```

```

C      MEANBBLE=0.
      DO 10 I=1,NBBLE
        MEANBBLE=MEANBBLE+DTBBLE(I)
10    CONTINUE
      MEANBBLE=MEANBBLE/NBBLE
C
      SDBBLE=0.
      DO 11 I=1,NBBLE
        SDBBLE=SDBBLE+(DTBBLE(I)-MEANBBLE)**2.
11    CONTINUE
      SDBBLE=SQRT(SDBBLE/(NBBLE-1.))
C
C      DETERMINACAO DE TRES BOLHAS E TRES PISTOES DE INTERVALO DE TEMPO
C      PROXIMO DA MEDIA
C
      DO 20 I=1,3
        IBBLE=0
20    CONTINUE
C
      DO 12 J=1,3
        DIF=1.E5
        DO 13 I=1,NBBLE
          IF(ABS(DTBBLE(I)-MEANBBLE).LT.DIF)THEN
            DIF=ABS(DTBBLE(I)-MEANBBLE)
            IB=I
          ENDIF
13      CONTINUE
        DTBBLE(IB)=1.E5
        IBBLE(J)=IB
12    CONTINUE
C
      DO 14 J=1,3
        IB=IBBLE(J)
        INI=IBBLEINI(IB)
        IFIM=IBBLEFIM(IB)
        NPTBBLES(J)=IFIM-INI
        DO 14 K=1,(IFIM-INI)
          IEND=INI+K-1
          BBLES(J,K)=HLD(IEND)
14    CONTINUE
C
      DO 15 J=1,3
        DIF=1.E5
        DO 16 I=1,NSLUG
          IF(ABS(DTSLUG(I)-MEANSLUG).LT.DIF)THEN
            DIF=ABS(DTSLUG(I)-MEANSLUG)
            IS=I
          ENDIF
16      CONTINUE
        DTSLUG(IS)=1.E5
        ISLUG(J)=IS
15    CONTINUE
C
      DO 17 J=1,3
        IS=ISLUG(J)
        INI=ISLUGINI(IS)
        IFIM=ISLUGFIM(IS)
        NPTSLUGS(J)=IFIM-INI
        DO 17 K=1,(IFIM-INI)
          IEND=INI+K-1
          SLUGS(J,K)=HLD(IEND)
17    CONTINUE

```

```

C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      * SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ *
C      *****
C
C      SUBROUTINE TEMPCOR(NS,TM,VHL1)
C
C      COMMON /BLK3/ VOT,T,TO
C
C      INTEGER I,NS
C      REAL VO,VOT,VO1,T,TO,TM,VHL1(800000)
C
C      T=TM
C      TOL=.5E-5
C      DO 60 I=1,NS
C
C      CHAMADA DA SUBOTINA DE CALCULO DO VALOR CORRIGIDO DE VHL1
C
C      VOT=VHL1(I)
C      VO1=VOT
C
C      CALL NEWTON(VO1,TOL,20,VO)
C
C      VHL1(I)=VO
C
C      60 CONTINUE
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      * SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ *
C      *****
C
C      SUBROUTINE NEWTON(PO,TOL,NO,P)
C
C      ESTA SUBROTINA PROCURA UMA SOLUCAO F(X)=0 DADOS
C      O INTERVALO [A,B] ONDE F(X) É CONTINUA
C      PO É UMA APROXIMACAO INICIAL
C      TOL É A TOLERANCIA PARA O ERRO RELATIVO
C      NO O NUMERO MÁXIMO PERMITIDO DE ITERACOES
C      P RETORNA O VALOR DA RAIZ PROCURADA
C
C      INTEGER I,NO
C      REAL PO,TOL,DF1,F1,P
C
C      I=1
C      10 IF(I.GT.NO) GO TO 21
C      WRITE(*,*)I,PO
C      DF1=DF(PO)
C      F1=F(PO)
C      P=PO-F1/DF1
C
C      TESTE PARA O VALOR DO ERRO EM CADA ITERACAO
C
C      IF(ABS((P-PO)/PO).LT.TOL)GO TO 27
C
C      I=I+1
C      PO=P
C      GO TO 10

```

```

21 WRITE(*,12)
12 FORMAT(/' ULTRAPASSOU O NUMERO MAXIMO DE ITERACOES PERMITIDAS')
40 FORMAT(I3,' ',F10.7)
C
27 RETURN
END
C
C *****
C *          FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DERIVADA DE F(X)          *
C *****
C
REAL FUNCTION DF(X)
C
REAL X,DELTA,F1,F2
C
DELTA=1.0E-4
C
X=X+DELTA
F1=F(X)
X=X-DELTA
F2=F(X)
C
DF=(F1-F2)/DELTA
C
RETURN
END
C
C *****
C *          FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE F(X)          *
C *****
C
REAL FUNCTION F(VO)
C
COMMON /BLK2/ D
COMMON /BLK3/ VOT,T,TO
C
REAL VOT,T,TO,VO,ALPHA,PI,D
C
PI=3.141592654
HLD=HL(VO)/(D*1000.)
IF(HLD.GE.1.)THEN
ALPHA=0.
ELSE
ALPHA=(1./PI)*(PI-ACOS(1.-2.*HLD)+(1.-2.*HLD)*
* (1.-(1.-2.*HLD)**2)**.5)
ENDIF
C
F=VO-(VOT-(1.-ALPHA)*A( )*(ES(T)-ES(TO)))
C
RETURN
END
C
C *****
C *          FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE HL(VO) - CURVA DE CALIBRACAO      *
C *****
C
REAL FUNCTION HL(VO)
C
COMMON /BLK3/ VT,T,TO
C
REAL VO,A,B1,VT,T,TO
C
C

```

```

C      TEMPERATURA DE CALIBRACAO TO
C
C      TO=20.35
C
C      CURVA DE CALIBRACAO  - MEDIDOR DE ALTURA DE LIQUIDO
C
C      A=-37.74279
C      B1=21.66501
C      HL=A+B1*VO
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE A() - COEF. ANGULAR DE VO x ES      *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION A()
C
C      COEFICIENTE ANGULAR - FRACAO DE VAZIO EM 2
C
C      A=-0.02694
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA PERMISSIVIDADE RELATIVA      *
C      *      DA AGUA EM FUNCAO DA TEMPERATURA F(X)      *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION ES(TX)
C
C      REAL A,B,TX
C
C      A=87.8149
C      B=-0.004558951
C      ES=A*EXP(B*TX)
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *      FIM DO PROGRAMA      *
C      *****

```

## A.6 Redução de Dado de Ensaio do Tê (TEE.FOR)

```

C *****
C *          PROGRAMA COMPUTACIONAL - TEE.FOR          *
C * DE TRATAMENTO DE SINAIS DE ENSAIO DO TE: CALCULO DAS DESCARGAS *
C * BIFÁSICAS NOS RAMAIS 1 E 2 ATRAVÉS DOS SINAIS DE PRESSÃO *
C * DIFERENCIAL NOS VENTURIS E DE FRACAO DE VAZIO E, CALCULO DAS *
C * QUEDAS DE PRESSAO MEDIAS ENTRE OS RAMAIS *
C *          AUTOR: EMERSON DOS REIS (JUNHO DE 2002) *
C * DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E DE FLUIDOS - DETF *
C * FACULDADE DE ENGENHARIA MECANICA - FEM *
C * UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS - UNICAMP *
C *****
C
C PROGRAM TEE
C
C COMMON /BLK1/ IN,IO
C COMMON /BLK2/ IR,IDP
C COMMON /BLK3/ T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
C
C INTEGER IN,IO,ID1,ID2,ID3,NS,IR,IDP,IDP2,IDP3,ID,NA,N
C REAL DB2,DG2,DL2,DB3,DG3,DL3,VHL1(500000),VHL2(500000),DGMON,QG,
C * VDPV2(500000),VHL3(500000),VDPV3(500000),VDP12(500000),DLMON,
C * VDP13(500000),TA,DP12(500000),DP13(500000),HLD(500000),
C * DPM2,ALPHAM2,DPM3,ALPHAM3,QG2,QL2,QG3,QL3,QGC,QLC,DBM,DGM,
C * DLM,QL,FB2,FG2,FL2,FB3,FG3,FL3,DP12M,DP13M,T1,PG
C
C ABETURA DOS ARQUIVOS DE ENTRADA E SAIDA DE DADOS
C
C IN=5
C IO=6
C ID1=7
C ID2=8
C ID3=9
C OPEN(IN,FILE='PONTO6_07.DAT')
C OPEN(IO,FILE='OUTPUT.DAT')
C OPEN(ID1,FILE='DATA6_107.DAT')
C OPEN(ID2,FILE='DATA6_207.DAT')
C OPEN(ID3,FILE='DATA6_307.DAT')
C
C CHAMADA DA SUBROTINA DE LEITURA DE DADOS
C
C WRITE(*,*)' LEITURA DE DADOS ....'
C CALL INPUT(NS,SR,VHL1,VHL2,VDPV2,IDP2,VHL3,VDPV3,IDP3,
C * VDP12,VDP13)
C
C IMPRESSAO DAS AMOSTRAS (TA = 20. SEGUNDOS)
C
C TA=10.
C
C CALCULO DAS DESCARGAS BIFASICAS NOS RAMAIS 2 E 3
C
C RAMAL 2
C
C IR=2
C ID=ID2
C IDP=IDP2
C
C WRITE(*,*)

```



```

WRITE(*,*)' CALCULO DA DESCARGA BIFASICA - RAMAL 2 ....'
CALL DESCBIF(ID,TA,NS,SR,VHL2,VDPV2,DB2,DL2,DG2,DPM2,ALPHAM2)
C
C   RAMAL 3
C
C   IR=3
C   ID=ID3
C
C   IDP=IDP3
C
C   WRITE(*,*)
C   WRITE(*,*)' CALCULO DA DESCARGA BIFASICA - RAMAL 3 ....'
C   CALL DESCBIF(ID,TA,NS,SR,VHL3,VDPV3,DB3,DL3,DG3,DPM3,ALPHAM3)
C
C   CALCULO DA PRESSAO DIFERENCIAL ENTRE OS RAMAIS
C
C   CHAMADA DA SUBROTINA DE FILTRO DIGITAL (MOVING AVERAGE)
C
C   NA=NS
C   WRITE(*,*)
C   WRITE(*,*)' FILTRAGEM DO SINAL VDP12 - DAMPING ....'
C   CALL LPFILTER(NA,SR,VDP12)
C
C   WRITE(*,*)' CONVERSÃO DOS VALORES DE TENSÃO EM PRESSÃO - DP12',
*   ' ....'
C   DO 82 I=1,NS
C       VO=VDP12(I)
C       DP12(I)=DPO(VO)
82 CONTINUE
C
C   CHAMADA DA SUBROTINA DE FILTRO DIGITAL (MOVING AVERAGE)
C
C   NA=NS
C   WRITE(*,*)
C   WRITE(*,*)' FILTRAGEM DO SINAL VDP13 - DAMPING ....'
C   CALL LPFILTER(NA,SR,VDP13)
C
C   WRITE(*,*)' CONVERSÃO DOS VALORES DE TENSÃO EM PRESSÃO - DP13',
*   ' ....'
C   DO 83 I=1,NS
C       VO=VDP13(I)
C       DP13(I)=DPO(VO)
83 CONTINUE
C
C   CALCULO DA ALTURA DE LIQUIDO HL
C
C   CHAMADA DA SUBROTINA DE FILTRO DIGITAL (MOVING AVERAGE)
C
C   WRITE(*,*)
C   WRITE(*,*)' FILTRAGEM DO SINAL VHL - DAMPING ....'
C   CALL LPFILTER(NS,SR,VHL1)
C
C   CALCULO DA ALTURA DE LIQUIDO HL (TRANSDUTOR 1)
C
C   WRITE(*,*)' CORREÇÃO DOS VALORES DE VHL EM FUNÇÃO DE T ....'
C   CALL TEMPCORHL(NS,VHL1)
C
C   IMPRESSÃO DOS VALORES ADIMENSIONAIS DE HL/D CORRIGIDOS
C
C   DO 80 I=1,NS
C       VO=VHL1(I)
C       HLD(I)=HL(VO)/(1000.*D)
80 CONTINUE

```

```

C      N=INT(TA*SR)
      DO 84 I=1,N
        WRITE(ID1,77)(I-1)/SR,HLD(I),DP12(I),DP13(I)
84    CONTINUE
C
C      CALCULO DAS MEDIAS DAS QUEDAS DE PRESSAO DP12 E DP13
C
      DP12M=0.
      DP13M=0.
      DO 91 I=1,NS
        DP12M=DP12M+DP12(I)
        DP13M=DP13M+DP13(I)
91    CONTINUE
      DP12M=DP12M/NS
      DP13M=DP13M/NS
C
C      CALCULO DAS DESCARGAS NAS LINHAS MONOFASICAS
C
      DGMON=RHOG(PG,T1)*QG
      DLMON=RHOL(T1)*QL
C
C      IMPRESSAO DOS RESULTADOS
C
      WRITE(*,*)
      WRITE(*,*)' IMPRESSAO DOS RESULTADOS ....'
      WRITE(IO,40)
      WRITE(IO,42)(DGMON+DLMON)*3600.
      WRITE(IO,44)DGMON*3600.
      WRITE(IO,46)DLMON*3600.
      WRITE(IO,11)QG*3600.
      WRITE(IO,21)QL*60000.
C
C      RAMAL 2
C
      WRITE(IO,48)
      WRITE(IO,55)ALPHAM2
      WRITE(IO,95)DPM2/9.789055
      WRITE(IO,60)DB2*3600.
      WRITE(IO,44)DG2*3600.
      WRITE(IO,46)DL2*3600.
      QG2=DG2/RHOG(P1,T1)
      QL2=DL2/RHOL(T1)
      WRITE(IO,11)QG2*3600.
      WRITE(IO,85)QL2*60000.
      FB2=DB2/(DGMON+DLMON)
      FG2=DG2/DGMON
      FL2=DL2/DLMON
      WRITE(IO,52)
      WRITE(IO,51)FB2,FG2,FL2
C
C      RAMAL 3
C
      WRITE(IO,50)
      WRITE(IO,55)ALPHAM3
      WRITE(IO,95)DPM3/9.789055
      WRITE(IO,60)DB3*3600.
      WRITE(IO,44)DG3*3600.
      WRITE(IO,46)DL3*3600.
      QG3=DG3/RHOG(P1,T1)
      QL3=DL3/RHOL(T1)
      WRITE(IO,11)QG3*3600.
      WRITE(IO,85)QL3*60000.

```

```

        FB3=DB3/(DGMON+DLMON)
        FG3=DG3/DGMON
        FL3=DL3/DLMON
        WRITE(IO,53)
        WRITE(IO,51)FB3,FG3,FL3
C
C      DIFERENCAS PERCENTUAIS
C
        WRITE(IO,30)
        DBM=DB2+DB3
        DGM=DG2+DG3
        DLM=DL2+DL3
        WRITE(IO,92)((DBM-(DGMON+DLMON))/(DGMON+DLMON))*100.
        WRITE(IO,94)((DGM-DGMON)/DGMON)*100.
        WRITE(IO,96)((DLM-DLMON)/DLMON)*100.
        QGC=QG2+QG3
        QLC=QL2+QL3
        WRITE(IO,74)((QGC-QG)/QG)*100.
        WRITE(IO,76)((QLC-QL)/QL)*100.
C
C      QUEDAS DE PRESSAO ENTRE OS RAMAIS
C
        WRITE(IO,63)
        WRITE(IO,61)DP12M
        WRITE(IO,62)DP13M
C
63 FORMAT(///' ** PRESSAO DIFERENCIAL MEDIA ENTRE OS RAMAIS ** ')
61 FORMAT('/' ENTRE 1 E 2 = ',F10.5,' [mmca]')
62 FORMAT('/' ENTRE 1 E 3 = ',F10.5,' [mmca]')
52 FORMAT(///' ** FRACOES DESVIADAS PARA O RAMAL 2 **')
51 FORMAT('/' FRACAO BIFASICA = ',F10.5,/' FRACAO DE GAS = ',F10.5,/'
*      ' FRACAO DE LIQUIDO = ',F10.5)
53 FORMAT(///' ** FRACOES DESVIADAS PARA O RAMAL 3 **')
40 FORMAT(///' ** DESCARGAS NAS LINHAS MONOFASICAS **')
42 FORMAT('/' SOMA DAS DESGARGAS MONOFASICAS [kg/h] = ',F10.5)
44 FORMAT('/' DESGARGA DE GAS [kg/h] = ',F10.5)
46 FORMAT('/' DESCARGA DE LIQUIDO [kg/h] = ',F10.2)
11 FORMAT('/' VAZAO DE GAS [m3/h] = ',F10.5)
21 FORMAT('/' VAZAO DE LIQUIDO [l/min] = ',F10.2)
48 FORMAT(///' ** DESCARGAS CALCULADAS NO RAMAL 2 **')
50 FORMAT(///' ** DESCARGAS CALCULADAS NO RAMAL 3 **')
55 FORMAT('/' FRACAO DE VAZIO MEDIA [-] =',F10.5)
60 FORMAT('/' DESCARGA BIFASICA [kg/h] = ',F10.3)
85 FORMAT('/' VAZAO DE LIQUIDO [l/min] = ',F10.2)
30 FORMAT(///' ** DIFERENCAS PERCENTURIAS **')
92 FORMAT('/' DIF. RELATIVA DAS DESCARGAS BIFASICAS [%] =',F10.5)
94 FORMAT('/' DIF. RELATIVA DAS DESCARGAS DE GAS [%] =',F10.5)
96 FORMAT('/' DIF. RELATIVA DAS DESCARGAS DE LIQUIDO [%] =',F10.5)

74 FORMAT('/' DIF. RELATIVA DAS VAZOES DE GAS [%] =',F10.5)
76 FORMAT('/' DIF. RELATIVA DAS VAZOES DE LIQUIDO [%] =',F10.5)
95 FORMAT('/' PRESSAO DIFERENCIAL MEDIA NO VENTURI [mmca] = ',F10.2)
77 FORMAT(F10.4,F10.5,2F10.3)
        WRITE(*,*)
C
        STOP
        END
C
C      *****
C      *              SUBROTINA DE LEITURA DE DADOS              *
C      *****
C
        SUBROUTINE INPUT(NS,SR,VHL1,VHL2,VDPV2,IDP2,VHL3,VDPV3,IDP3,

```

```

*          VDP12,VDP13)
C
PARAMETER (PI=3.141592654)
C
COMMON /BLK1/ IN,IO
COMMON /BLK3/ T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
COMMON /BLK6/ J
C
INTEGER IDP2,IDP3,NS,IPV2,IPV3
REAL T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD,VHL1(500000),VHL2(500000),
*      VDPV2(500000),VHL3(500000),VDPV3(500000),VDP12(500000),
*      VDP13(500000),JL,JG,SR,J
C
WRITE(IO,23)
READ(IN,*)NS
WRITE(IO,10)NS
READ(IN,*)SR
WRITE(IO,20)SR
READ(IN,*)IDP2
WRITE(IO,34)IDP2
READ(IN,*)IDP3
WRITE(IO,30)IDP3
READ(IN,*)IPV2
WRITE(IO,36)IPV2
READ(IN,*)IPV3
WRITE(IO,37)IPV3
READ(IN,*)T1
WRITE(IO,24)T1
READ(IN,*)QL
WRITE(IO,25)QL
QL=(QL)/60000.
READ(IN,*)QG
WRITE(IO,26)QG
QG=QG/3600.
READ(IN,*)PG
WRITE(IO,21)PG
READ(IN,*)P1
WRITE(IO,27)P1
READ(IN,*)PB
WRITE(IO,35)PB
C
C      CALCULO DAS PRESSOES ABSOLUTAS
C
C      GRAVIDADE G = 9.78 m/s2
C
PG=PG*1.E5+PB*13600.*9.78/1000.
P1=P1*1000.+PB*13600.*9.78/1000.
C
READ(IN,*)D
WRITE(IO,22)D
D=D/1000.
READ(IN,*)DD
WRITE(IO,32)DD
DD=DD/1000.
JL=QL/(PI*D**2/4.)
JG=QG/(PI*D**2/4.)
J=JL+JG
WRITE(IO,28)JL,JG
DO 33 I=1,NS
    READ(IN,*)VHL2(I),VDPV2(I),VHL3(I),VDPV3(I),VDP12(I),VDP13(I),
*      VHL1(I)
33 CONTINUE
C

```

```

23 FORMAT (/ '          DADOS ' )
35 FORMAT(/ ' PRESSAO BAROMETRICA = ',F10.3,' [mmHg]')
10 FORMAT(/ ' NUMERO DE AMOSTRAS = ',I10)
20 FORMAT(/ ' TAXA DE AMOSTRAGEM = ',F10.2)
22 FORMAT(/ ' DIAMETRO INTERNO DA TUBULACAO = ',F5.2,' [mm] ')
32 FORMAT(/ ' DIAMETRO DA GARGANTA DO VENTURI = ',F5.2,' [mm] ')
24 FORMAT(/ ' TEMPERATURA EM 1 = ',F5.2,' [GRAUS CELSIUS]')
25 FORMAT(/ ' VAZAO DE LIQUIDO = ',F6.3,' [l/min]')
26 FORMAT(/ ' VAZAO DE GAS = ',F6.3,' [m3/h]')
28 FORMAT(/ ' VELOCIDADES SUPERFICIAIS: JL = ',F6.3,' [m/s]'/,
*      '          JG = ',F6.3,' [m/s]')
27 FORMAT(/ ' PRESSAO MANOMETRICA EM 1 = ',F6.3,' [kPa]')
21 FORMAT(/ ' PRESSAO MANOMETRICA DO AR = ',F6.3,' [bar]')
34 FORMAT(/ ' MEDIDOR DE PRESSAO DIFERENCIAL - SMAR - DP301/D',I2,
*      ' NO RAMAL 2')
30 FORMAT(/ ' MEDIDOR DE PRESSAO DIFERENCIAL - SMAR - DP301/D',I2,
*      ' NO RAMAL 3')
36 FORMAT(/ ' POSICAO ',I2,' DA VALVULA DE DIAFRAGMA NO RAMAL 2')
37 FORMAT(/ ' POSICAO ',I2,' DA VALVULA DE DIAFRAGMA NO RAMAL 3')
45 FORMAT(F10.5,F10.5)

C      RETURN
C      END

C      *****
C      *          SUBROTINA DE CALCULO DA DESCARGA BIFASICA NO RAMAL          *
C      *****
C
C      SUBROUTINE DESCBIF( ID,TA,NS,SR,VHL,VDPV,DB,DL,DG,DPM,ALPHAM)
C
C      COMMON /BLK1/ IN,IO
C      COMMON /BLK3/ T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
C      COMMON /BLK6/ J
C
C      LOGICAL FLAG
C      INTEGER ID,N,NS,NA,IO
C      REAL T1,P1,VO,ALPHAM,DB,DG,DL,RHOM,HLDUP(500000),SR,
*      VHL(500000),VDPV(500000),DPV(500000),TA,DPM,OMEGA,
*      AUX(500000),DPINF,RS(250000),TM,Y,CVG,CVL,A,B,J,
*      DPSUP,T
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA DE FILTRO DIGITAL (MOVING AVERAGE)
C
C      NA=NS
C      WRITE(*,*)' FILTRAGEM DO SINAL VDPV - DAMPING ....'
C      CALL LPFILTER(NA,SR,VDPV)
C
C      CONVERSÃO DOS VALORES DE TENSÃO DE DPV EM PRESSÃO
C
C      WRITE(*,*)' CONVERSÃO DOS VALORES DE TENSÃO EM PRESSÃO - DPV ....'
C      DO 82 I=1,NS
C          VO=VDPV(I)
C          DPV(I)=DPVO(VO)
82 CONTINUE
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA DE FILTRO DIGITAL (MOVING AVERAGE)
C
C      WRITE(*,*)' FILTRAGEM DO SINAL VHL - DAMPING ....'
C      CALL LPFILTER(NS,SR,VHL)
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA PARA CORREÇÃO DOS VALORES DE VHL EM FUNÇÃO DA
C      TEMPERATURA
C

```

```

WRITE(*,*)' CORRECAO DOS VALORES DE VO EM FUNCAO DE T ....'
CALL TEMPCOR(NS,VHL)
C
C   IMPRESSAO DOS VALORES ADIMENSIONAIS DO HOLDUP CORRIGIDOS
C
DO 81 I=1,NS
  VO=VHL(I)
  HLDUP(I)=1.-ALPHAO(VO)

81 CONTINUE
C
C   ELIMINACAO DOS EFEITOS DE ACUMULO DE LIQUIDO (FRACAO DE VAZIO)
C
NA=NS
DPINF=(0.075/100.)*DPVO(5.)*2.
DPSUP=0.
DO 107 I=1,NS
  AUX(I)=1.
  IF(DPV(I).GT.DPSUP)DPSUP=DPV(I)
  VDPV(I)=DPV(I)/DPVO(5.)
107 CONTINUE
C
IF((ABS(DPSUP-DPINF)/DPINF).LT.2.)GOTO 110
FLAG=.FALSE.
DO 108 I=1,NS
  IF(DPV(I).LE.DPINF)THEN
    AUX(I)=0.
    FLAG=.TRUE.
  ENDIF
108 CONTINUE
C
C   CALCULO DO TEMPO MEDIO DE DEFASAGEM ENTRE HLDUP E DPV
C
C   TEMPO (TAMANHO DA AMOSTRA) EM SEGUNDOS PARA CORRELACAO CRUZADA
C
T=30.
C
IF(FLAG.EQV..FALSE.)GOTO 110
WRITE(*,*)' CORRELACAO CRUZADA ....'
CALL CCORR(NA,N,SR,HLDUP,VDPV,RS,T,TM)
IF(TM.GT.3.)TM=1.
C
C   CORRECAO DOS VALORES DE AUX EM FUNCAO DO TEMPO DE DEFASAGEM
C
N=INT(SR*TM)
NA=NA-N
DO 106 I=1,NA
  AUX(I)=AUX(I+N)
106 CONTINUE
C
C   IMPRESSAO DA AMOSTRA
C
110 N=INT(TA*SR)
DO 83 I=1,N
  WRITE(ID,71)(I-1)/SR,HLDUP(I),AUX(I),DPV(I)
83 CONTINUE
C
C   CALCULO DAS MEDIAS DA FRACAO DE VAZIO E PRESSAO DIFERENCIAL
C
ALPHAM=0.
DPM=0.
DO 91 I=1,NA
  ALPHAM=ALPHAM+(1.-HLDUP(I)*AUX(I))

```

```

      DPM=DPM+DPV(I)
91  CONTINUE
      ALPHAM=ALPHAM/NA
      DPM=DPM/NA
C
C      CONVERSAO DO VALOR DE DPM (mmca A 0 GRAUS) PARA O
C      SISTEMA INTERNACIONAL DE UNIDADES (Pa)
C
      DPM=9.789055*DPM
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA DE CALCULO DA DESCARGA BIFASICA
      CALL MBIFASIC(ALPHAM,DPM,X,DB,DG,DL,RHOM)
C
C      CORRECAO DA DESCARGA DE GAS
C
      CVG=1.
      CVL=1.
      Y=1.
C
      A=26.36733
      B=-1.00466
C
      OMEGA=A*((DG/RHOG(P1,T1))/(DL/RHOL(T1))**(B)
C
      DG=(DG+((CVG/CVL)*Y*SQRT(RHOG(P1,T1)/RHOL(T1)))*
*      OMEGA**(-1.)-X/(1.-X))*DL)
C
      WRITE(IO,73)(DG/RHOG(P1,T1))/(DL/RHOL(T1))
      WRITE(IO,72)OMEGA
C
71  FORMAT(F10.4,F10.5,2F10.3)
72  FORMAT(/' OMEGA = ',F10.5)
73  FORMAT(/' JG/JL = ',F10.5)
74  FORMAT(/' NAO HA ESCOAMENTO BIFASICO PELO RAMAL ',I2)
C
100 RETURN
    END
C
C      *****
C      *      SUBROTINA DE FILTRAGEM - PASSA BAIXA (MOVING AVERAGE)      *
C      *****
C
      SUBROUTINE LPFILTER(NS,SR,VAR)
C
      COMMON /BLK1/ IN,IO
C
      INTEGER NS,N,I,J,IO
      REAL SR,TC,VAR(500000),AUX(500000)
C
      CONSTANTE DE TEMPO = 0.05 s
C
      TC=0.05
      N=INT(TC*SR)
C
      DO 200 I=1,NS-N
        AUX(I)=0.
        DO 201 J=0,N-1
          AUX(I)=AUX(I)+VAR(I+J)
201  CONTINUE
        AUX(I)=AUX(I)/N
200 CONTINUE
C
      NS=NS-N

```

```

DO 202 I=1,NS
  VAR(I)=AUX(I)
202 CONTINUE
C
  RETURN
  END
C
C *****
C * FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE DPV(VO) - CURVA DE CALIBRACAO *
C * VOLTS PARA mmca A 2 GRAUS CELSIUS (1 mmca = 9,789055 Pa) *
C *****
C
  REAL FUNCTION DPVO(VO)
C
  COMMON /BLK2/ IR,IDP
C
  INTEGER IDP
  REAL VO,A,B1
C
  IF(IDP.EQ.1)THEN
C
  CURVA DE CALIBRACAO - SMAR - DP301/D1
C
    A=0.
    B1=100.
    DPVO=A+B1*VO
C
  ELSE
C
  CURVA DE CALIBRACAO - SMAR - DP301/D2
C
    A=0.
    B1=1000.
    DPVO=A+B1*VO
C
  ENDIF
C
  RETURN
  END
C
C *****
C * SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ *
C *****
C
  SUBROUTINE TEMPCOR(NS,VHL)
C
  COMMON /BLK3/ T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
  COMMON /BLK4/ VT,TO
C
  INTEGER I,NS
  REAL VO,VT,VO1,T,TO,T1,VHL(500000)
C
  T=T1
  TOL=.5E-5
  DO 60 I=1,NS
C
  CHAMADA DA SUBOTINA DE CALCULO DO VALOR CORRIGIDO DE VHL
C
    VT=VHL(I)
    VO1=VT
    CALL NEWTON(VO1,TOL,20,VO)
C
    VHL(I)=VO

```



```

C
C 60 CONTINUE
C
C     RETURN
C     END
C
C *****
C * FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE DP(VO) - CURVA DE CALIBRACAO *
C * VOLTS PARA mmca A 2 GRAUS CELSIUS (1 mmca = 9,789055 Pa) *
C *****
C
C     REAL FUNCTION DPO(VO)
C
C     REAL VO,A,B1
C
C     CURVA DE CALIBRACAO - SMAR - DP301/D1
C
C     A=-250.
C     B1=100.
C     DPO=A+B1*VO
C
C     RETURN
C     END
C
C *****
C * SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ *
C *****
C
C     SUBROUTINE NEWTON(PO,TOL,NO,P)
C
C     ESTA SUBROTINA PROCURA UMA SOLUCAO F(X)=0 DADOS
C     O INTERVALO [A,B] ONDE F(X) É CONTINUA
C     PO É UMA APROXIMACAO INICIAL
C     TOL É A TOLERANCIA PARA O ERRO RELATIVO
C     NO O NUMERO MÁXIMO PERMITIDO DE ITERACOES
C     P RETORNA O VALOR DA RAIZ PROCURADA
C
C     INTEGER I,NO
C     REAL PO,TOL,DF1,F1,P
C
C     I=1
C 10 IF(I.GT.NO) GO TO 21
C     WRITE(*,*)I,PO
C     DF1=DF(PO)
C     F1=F(PO)
C     P=PO-F1/DF1
C
C     TESTE PARA O VALOR DO ERRO EM CADA ITERACAO
C
C     IF(ABS((P-PO)/PO).LT.TOL)GO TO 27
C
C     I=I+1
C     PO=P
C     GO TO 10
C 21 WRITE(*,12)
C 12 FORMAT(/' ULTRAPASSOU O NUMERO MAXIMO DE ITERACOES PERMITIDAS')
C 40 FORMAT(I3,' ',F10.7)
C
C 27 RETURN
C     END
C
C *****
C * FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DERIVADA DE F(X) *

```

```

C *****
C
C REAL FUNCTION DF(X)
C
C REAL X,DELTA,F1,F2
C
C DELTA=1.0E-4
C
C X=X+DELTA
C F1=F(X)
C X=X-DELTA
C F2=F(X)
C
C DF=(F1-F2)/DELTA
C
C RETURN
C END
C
C *****
C * FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE F(X) *
C *****
C
C REAL FUNCTION F(VO)
C
C COMMON /BLK2/ IR,IDP
C COMMON /BLK3/ T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
C COMMON /BLK4/ VT,TO
C
C REAL VT,T1,TO,VO
C
C F=VO-(VT-(1.-ALPHAO(VO))*A( )*(ES(T1)-ES(TO)))
C
C RETURN
C END
C
C *****
C * FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE ALPHA(VO) - CURVA DE CALIBRACAO *
C *****
C
C REAL FUNCTION ALPHAO(VO)
C
C COMMON /BLK2/ IR,IDP
C COMMON /BLK3/ T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
C COMMON /BLK4/ VT,TO
C
C INTEGER IR
C REAL VO,A,B1,B2,B3,VT,T1,TO
C
C IF(IR.EQ.2)THEN
C
C TEMPERATURA DE CALIBRACAO TO - FRACAO DE VAZIO EM 2
C
C TO=21.95
C
C CURVA DE CALIBRACAO - FRACAO DE VAZIO EM 2
C
C A=0.96193
C B1=0.22579
C B2=-0.27113
C B3=0.03824
C ALPHAO=A+B1*VO+B2*VO**2.+B3*VO**3.
C
C ELSE

```

```

C
C   TEMPERATURA DE CALIBRACAO TO - FRACAO DE VAZIO EM 3
C
C       TO=21.7
C
C   CURVA DE CALIBRACAO - FRACAO DE VAZIO EM 3
C
C       A=1.05732
C       B1=0.02823
C       B2=-0.15446
C       B3=0.02044
C       ALPHAO=A+B1*VO+B2*VO**2.+B3*VO**3.
C
C   ENDIF
C
C   RETURN
C   END
C
C *****
C *   FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE A() - COEF. ANGULAR DE VO x ES   *
C *****
C
C   REAL FUNCTION A()
C
C   COMMON /BLK2/ IR,IDP
C
C   INTEGER IR
C
C   IF(IR.EQ.2)THEN
C
C   COEFICIENTE ANGULAR - FRACAO DE VAZIO EM 2
C
C       A=-0.04167
C
C   ELSE
C
C   COEFICIENTE ANGULAR - FRACAO DE VAZIO EM 3
C
C       A=-0.03568
C
C   ENDIF
C
C   RETURN
C   END
C
C *****
C *           FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA PERMISSIVIDADE RELATIVA   *
C *           DA AGUA EM FUNCAO DA TEMPERATURA F(X)                   *
C *****
C
C   REAL FUNCTION ES(T)
C
C   REAL A,B,T
C
C   A=87.8149
C   B=-0.004558951
C   ES=A*EXP(B*T)
C
C   RETURN
C   END
C
C *****
C *   SUBROTINA DE CALCULO DA CORRELACAO CRUZADA E VELOCIDADE MÉDIA   *

```

```

C      *  TRANSLACIONAL DOS PISTOES NA ENTRADA DO TE      *
C      *****
C
C      SUBROUTINE CCORR(NA,N,SR,X,Y,RS,T,TM)
C
C      COMMON /BLK1/ IN,IO
C
C      INTEGER IO,I,J,IMAX,N,NA
C      REAL X(500000),Y(500000),MAX,RS(250000),SR,TM,RXX0,
C      *      RYY0,TMAX,T
C
C      TMAX=INT(NA/SR)
C      IF(T.LT.TMAX)THEN
C          N=INT(SR*T)
C      ELSE
C          N=NA
C      ENDIF
C
C      CALCULO DA CORRELACAO DOS SINAIS DE VHL1 E VHL2
C
C      RXX0=0.
C      DO 96 I=1,N
C          RXX0=RXX0+X(I)*X(I)
C 96  CONTINUE
C      RXX0=RXX0/N
C
C      RYY0=0.
C      DO 98 I=1,N
C          RYY0=RYY0+Y(I)*Y(I)
C 98  CONTINUE
C      RYY0=RYY0/N
C
C      DO 100 J=0,N
C          RS(J)=0.
C          DO 101 I=1,N
C              RS(J)=RS(J)+X(I)*Y(I+J)
C 101  CONTINUE
C          RS(J)=RS(J)/(N*SQRT(RXX0*RYY0))
C 100 CONTINUE
C
C      DETERMINACAO DO INDICE DO MAIOR VALOR DE RS
C
C      MAX=0.
C      IMAX=0
C      DO 102 I=1,N
C          IF(RS(I).GT.MAX)THEN
C              MAX=RS(I)
C              IMAX=I
C          ENDIF
C 102 CONTINUE
C
C      WRITE(IO,104)MAX,IMAX
C
C      INTERPOLACAO
C
C      TM=(IMAX-(1./2.)*(RS(IMAX+1)-RS(IMAX-1)))/
C      *      (RS(IMAX+1)-2.*RS(IMAX)+RS(IMAX-1))/SR
C
C      WRITE(IO,106)TM
C
C 104 FORMAT(/' MAIOR VALOR DE RS = ',F10.2,/
C      *      /' INDICE DO MAIOR VALOR = ',I10)
C 106 FORMAT(/' TEMPO MEDIO DE DEFASAGEM ENTRE DPV E VHL = ',F10.7,

```

```

C      *      ' [s]')
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      * SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ *
C      *****
C
C      SUBROUTINE MBIFASIC( ALPHAM,DPM,X,DBM,DGM,DLM,RHOM)
C
C      PARAMETER (PI=3.141592654)
C
C      COMMON /BLK3/ T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
C      COMMON /BLK5/ ALPHA2
C
C      REAL A2,A,B,C,F,E,ALPHAM,T1,P1,X,RHOM,DBM,DGM,DLM,DPM,
*      D,DD,S,TOL,XO
C
C      CALCULO DAS AREAS DE SECAO TRANSVERSAL DO TUBO E DA GARGANTA
C      DO TUBO DE VENTURI
C
C      A2=PI*DD**2./4.
C      BETA=DD/D
C
C      CHUTE INICIAL DO TITULO -- LOCKHART-MARTINELLI
C
C      A=0.64
C      B=0.36
C      C=0.07
C      F=0.28
C      E=(F*(ALPHAM/(1.-ALPHAM))*(RHOG(P1,T1)/RHOL(T1))**B*(DMIL(T1)/
*      DMIG(T1))**C)**(1./A)
C      XO=E/(1.+E)
C
C      ALPHA2=ALPHAM
C      TOL=.5E-3
C      CALL NEWTON2(XO,TOL,20,X)
C
C      CALCULO DO TITULO
C
C      S=SLIP(X)
C
C      X=1./((1./S)*(RHOL(T1)/RHOG(P1,T1))*(1.-ALPHAM)/
*      ALPHAM+1.)
C
C      CALCULO DA DENSIDADE MEDIA DA MISTURA (FASES SEPARADAS)
C
C      RHOM=ALPHAM*RHOG(P1,T1)+(1.-ALPHAM)*RHOL(T1)
C
C      CALCULO DA DESCARGA BIFASICA, DE GAS E DE LIQUIDO (MOMENTO)
C
C      DBM=(A2/SQRT(1.-BETA**4.))*SQRT(2.*DPM*RHOM)
C      DGM=X*DBM
C      DLM=(1.-X)*DBM
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      * SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ *
C      *****
C

```

```

SUBROUTINE NEWTON2(PO,TOL,NO,P)
C
C      ESTA SUBROTINA PROCURA UMA SOLUCAO F(X)=0 DADOS
C      O INTERVALO [A,B] ONDE F(X) É CONTINUA
C      PO É UMA APROXIMACAO INICIAL
C      TOL É A TOLERANCIA PARA O ERRO RELATIVO
C      NO O NUMERO MÁXIMO PERMITIDO DE ITERACOES
C      P RETORNA O VALOR DA RAIZ PROCURADA
C
      INTEGER I,NO
      REAL PO,TOL,DF,F,P
C
      I=1
10 IF(I.GT.NO) GO TO 21
C      WRITE(*,*)I,PO
      F=F2(PO)
      DF=DF2(PO)
      P=PO-F/DF
C
C      TESTE PARA O VALOR DO ERRO EM CADA ITERACAO
C
      IF(ABS((P-PO)/PO).LT.TOL)GO TO 27
C
      I=I+1
      PO=P
      GO TO 10
21 WRITE(*,12)
12 FORMAT(/' ULTRAPASSOU O NUMERO MAXIMO DE ITERACOES PERMITIDAS')
40 FORMAT(I3,' ',F10.7)
C
27 RETURN
END
C
C      *****
C      *          FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA FUNCAO FX(X)          *
C      *****
C
      REAL FUNCTION F2(X)
C
      COMMON /BLK3/ T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
      COMMON /BLK5/ ALPHA2
C
      REAL X,P1,T1,ALPHA2
C
      S=SLIP(X)
C
      F2=X-1./((1./S)*(RHOL(T1)/RHOG(P1,T1))*(1.-ALPHA2)/
*      ALPHA2+1.)
C
      RETURN
      END
C
C      *****
C      *          FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DERIVADA DE F(X)      *
C      *****
C
      REAL FUNCTION DF2(X)
C
      REAL X,DELTA,FA,FB
C
      DELTA=1.0E-4
C

```

```

X=X+DELTA
FA=F2(X)
X=X-DELTA
FB=F2(X)
C
DF2=(FA-FB)/DELTA
C
RETURN
END
C
C *****
C *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DO FATOR DE ESCORREGAMENTO      *
C *****
C
REAL FUNCTION SLIP(X)
C
COMMON /BLK3/ T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
C
REAL X,XX,P1,T1
C
CALCULO DO PARAMETRO DE LOCKHAT-MARTINELLI
C
XX=((1.-X)/X)*SQRT(RHOG(P1,T1)/RHOL(T1))
C
CALCULO DO FATOR DE ESCORREGAMENTO (CHISHOLM (1983))
C
IF(XX.LE.1.)THEN
C
SLIP=(RHOL(T1)/RHOG(P1,T1))**0.25
C
ELSE
C
SLIP=(1.+X*(RHOL(T1)/RHOG(P1,T1)-1.))**0.5
C
ENDIF
C
RETURN
END
C
C *****
C *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DENSIDADE DO AR A T E P      *
C *      EQUACAO DE GAS IDEAL (R PARA AR IDEAL 22% O2 E 78% N2)      *
C *****
C
REAL FUNCTION RHOG(P,T)
C
REAL T
C
RHOG=P/(287.9*(273.15+T))
C
RETURN
END
C
C *****
C *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DENSIDADE DA AGUA A T      *
C *      TABELA DE LIQUIDO SATURADO                                *
C *****
C
REAL FUNCTION RHOL(T)
C
REAL T
C
RHOL=1007.55366-0.39349*T

```

```

C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA VISCOSIDADE DINAMICA DO AR A T      *
C      *      TABELA DE PROPRIEDADES DO AR - INCROPERA      *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION DMIG(T)
C
C      REAL T
C
C      DMIG=1.71084E-5+4.86E-8*T
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA VISCOSIDADE DINAMICA DA AGUA A T      *
C      *      TABELA DE PROPRIEDADES DO LIQUIDO SATURADO - INCROPERA      *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION DMIL(T)
C
C      REAL T
C
C      DMIL=0.00158-3.42313E-5*T+2.69827E-7*T**2
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *      SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ      *
C      *****
C
C      SUBROUTINE TEMPCORHL(NS,VHL1)
C
C      COMMON /BLK3/ T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
C      COMMON /BLK4/ VT,TO
C
C      INTEGER I,NS
C      REAL VO,VT,VO1,T1,VHL1(500000),TOL
C
C      TOL=.5E-5
C      DO 60 I=1,NS
C
C      CHAMADA DA SUBOTINA DE CALCULO DO VALOR CORRIGIDO DE VHL1
C
C      VT=VHL1(I)
C      VO1=VT
C      CALL NEWTON3(VO1,TOL,20,VO)
C
C      VHL1(I)=VO
C
C      60 CONTINUE
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *      SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON PARA O CALCULO DA RAIZ      *
C      *****

```



```

C      SUBROUTINE NEWTON3(PO,TOL,NO,P)
C
C      ESTA SUBROTINA PROCURA UMA SOLUCAO F(X)=0 DADOS
C      O INTERVALO [A,B] ONDE F(X) É CONTINUA
C      PO É UMA APROXIMACAO INICIAL
C      TOL É A TOLERANCIA PARA O ERRO RELATIVO
C      NO O NUMERO MÁXIMO PERMITIDO DE ITERACOES
C      P RETORNA O VALOR DA RAIZ PROCURADA
C
C      INTEGER I,NO
C      REAL PO,TOL,DF1,F1,P
C
C      I=1
10  IF(I.GT.NO) GO TO 21
C      WRITE(*,*)I,PO
C      DF1=DF3(PO)
C      F1=F3(PO)
C      P=PO-F1/DF1
C
C      TESTE PARA O VALOR DO ERRO EM CADA ITERACAO
C
C      IF(ABS((P-PO)/PO).LT.TOL)GO TO 27
C
C      I=I+1
C      PO=P
C      GO TO 10
21  WRITE(*,12)
12  FORMAT(/' ULTRAPASSOU O NUMERO MAXIMO DE ITERACOES PERMITIDAS')
40  FORMAT(I3,' ',F10.7)
C
27  RETURN
C      END
C
C      *****
C      *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DERIVADA DE F(X)      *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION DF3(X)
C
C      REAL X,DELTA,F1,F2
C
C      DELTA=1.0E-4
C
C      X=X+DELTA
C      F1=F3(X)
C      X=X-DELTA
C      F2=F3(X)
C
C      DF3=(F1-F2)/DELTA
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE F(X)      *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION F3(VO)
C
C      COMMON /BLK3/ T1,QL,QG,PG,P1,PB,D,DD
C      COMMON /BLK4/ VT,TO

```

```

REAL VT,T1,TO,VO,ALPHA,PI,D
C
PI=3.141592654
HLD=HL(VO)/(D*1000.)
IF(HLD.GE.1.)THEN
  ALPHA=0.
ELSE
  ALPHA=(1./PI)*(PI-ACOS(1.-2.*HLD)+(1.-2.*HLD)*
*      (1.-(1.-2.*HLD)**2)**0.5)
ENDIF
C
F3=VO-(VT-(1.-ALPHA)*A2()*(ES(T1)-ES(TO)))
C
RETURN
END
C
*****
C *   FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE ALPHA(VO) - CURVA DE CALIBRACAO   *
C *****
C
REAL FUNCTION HL(VO)
C
COMMON /BLK4/ VT,TO
C
REAL VO,A,B1,VT,TO
C
C TEMPERATURA DE CALIBRACAO TO - ALTURA DE LIQUIDO HL
C
TO=20.35
C
CURVA DE CALIBRACAO - ALTURA DE LIQUIDO HL
C
A=-37.74279
B1=21.66501
HL=A+B1*VO
C
RETURN
END
C
*****
C *   FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE A() - COEF. ANGULAR DE VO x ES   *
C *****
C
REAL FUNCTION A2()
C
COEFICIENTE ANGULAR - ALTURA DE LIQUIDO HL
C
A2=-0.02694
C
RETURN
END
C
*****
C *                               FIM DO PROGRAMA                               *
C *****

```

## A.7 Conjunto de Programas de Modelagem do Escoamento Pistonado Horizontal em Ramificações "T"

### A.7.1 Programa computacional LENG SOL.FOR

```

C *****
C *          PROGRAMA COMPUTACIONAL - LENG SOL.FOR          *
C *      PARA CALCULO DA DISTRIBUICAO DO COMPRIMENTO DOS PISTOES      *
C *      A PARTIR DE CERTO COMPRIMENTO DA ENTRADA SEGUNDO TAITEL      *
C *      E BARNEA (1993).      *
C *      AUTOR: EMERSON DOS REIS (DEZEMBRO DE 2001)      *
C *      DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E DE FLUIDOS - DETF      *
C *      FACULDADE DE ENGENHARIA MECANICA - FEM      *
C *      UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS - UNICAMP      *
C *****
C
C      SUBROUTINE LENGDIS(MEAN,NFAM,NOFAM,LSMED)
C
C      COMMON /INOUT/ IN,IO1,IO2,IO3,IO4
C      COMMON /LSDT/ LSM,LSINT,NLS
C
C      INTEGER NLS,I,ID,NLSXL,NLSFAM(50),NFAM,NOFAM(50),IO1
C      REAL LSM,LSINT,LSDIS0(5000),MEAN,SD,LSMED(50),DLSFAM,MEANS,SDS
C
C      TIPO DE DISTRIBUICAO DE PROBABILIDADE DE COMPRIMENTO DOS
C      PISOES NA ENTRADA  1 = UNIFORME  2 = NORMAL
C
C      ID=2
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA PARA CALCULO DA DISTRIBUICAO DE LS NA
C      ENTRADA X=0
C
C      CALL LSDISX0(LSM,LSINT,ID,NLS,LSDIS0)
C
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA PARA CALCULO DA DISTRIBUICAO DE LS EM X = XL
C
C      CALL LSDISXL(NLS,LSDIS0,NLSXL,MEAN,SD,NFAM,DLSFAM,NLSFAM,LSMED,
*          NOFAM,MEANS,SDS)
C
C      IMPRESSAO DE RESULTADOS
C
C      WRITE(IO1,*)' NLSXL = ',NLSXL
C      WRITE(IO1,*)' MEDIA = ',MEAN
C      WRITE(IO1,*)' DESVIO PADRAO = ',SD
C      WRITE(IO1,*)' INTERVALO = ',DLSFAM
C      WRITE(IO1,*)' MEDIAS = ',MEANS
C      WRITE(IO1,*)' DESVIO PADRAO S = ',SDS
C      WRITE(IO1,*)' NLSFAM          LSMED'
C      DO 7 I=1,NFAM
C          WRITE(IO1,*)NLSFAM(I),LSMED(I)
7 CONTINUE
C      WRITE(IO1,*)' NLS = ',NLS

```

```

      WRITE(IOL,*)' NOFAM                      LSMED '
      DO 8 I=1,NFAM
        WRITE(IOL,*)NOFAM(I),LSMED(I)
8      CONTINUE

C
      RETURN
      END

C
C *****
C *      SUBROTINA PARA CALCULO DA DISTRIBUICAO DE COMPRIMENTO DOS      *
C *      PISTOES A UMA DISTANCIA COM DISTRUBIÇÃO UNIFORME OU NORMAL      *
C *      DO COMPRIMENTO DOS PISTÕES NA ENTRADA                          *
C *****
C
      SUBROUTINE LSDISX0(LSM,LSINT,ID,NLS,LSDIS0)

C
      INTEGER I,J,NLS,NOFAM(50),NLSAUX,ID,LEND(5000),IEND,IFLAG
      REAL LSM,LSINT,DLS,LSDIS0(5000),LSMFAM,LSMIN,LSMAX,LS,
      *      LSINF,LSSUP,PI

C
      LSMAX E LSMIN

C
      LSMAX=LSM+LSINT/2.
      LSMIN=LSM-LSINT/2.

C
      CALCULO DOS VALORES DE LS SEGUNDO UMA DISTRIBUICAO NORMAL
      COM PROBABILIDADE 99.5% NO INTERVALO LSMAX -- LSMIN

C
      PI=2.*ASIN(1.)
      DLS=LSINT/(2.*2.81)

C
      NUMERO DE FAMILIAS (LSMAX-LSMIN)/NF (MAX = 100)

C
      NF=30

C
      INTERVALO DE CADA FAMILIA

C
      DFAM=LSINT/NF

C
      CALCULO DO NUMERO DE OCORRENCIAS DE LS EM CADA FAMILIA
      COM BASE NO VALOR MÉDIO DO INTERVALO

C
      LSMFAM=LSMIN
      DO 20 I=1,NF
        LSMFAM=LSMIN+((2.*I-1)/2.)*DFAM
        NOFAM(I)=NINT(NLS*DFAM*1./((SQRT(2.*PI)*DLS)*EXP(-1.*(1./2.)*
      *      ((LSMFAM-LSM)/DLS)**2))
20      CONTINUE
      NLS=0
      DO 24 I=1,NF
        NLS=NLS+NOFAM(I)
24      CONTINUE

C
      ALEATORIZACAO DO ENDERECO I = 1 ATE NLS

C
      CALL SEED(-1)
      DO 15 I=1,NLS
        LSEND(I)=0
15      CONTINUE
      NLSAUX=1
18      IF(NLSAUX.GT.NLS)GOTO 17
      CALL RANDOM(RAND)
      IEND=INT((NLS-1)*RAND+1)

```

```

        IFLAG=1
16      DO 19 I=1,NLSAUX
          IF( IEND.EQ.LSEND( I ) ) IFLAG=-1
19      CONTINUE
          IF( IFLAG.EQ.-1 ) THEN
            IEND=IEND-1
            IF( IEND.LT.1 ) IEND=NLS
            IFLAG=1
            GOTO 16
          ENDIF
          LSEND(NLSAUX)=IEND
          NLSAUX=NLSAUX+1
          GOTO 18
17      CONTINUE
C
C      CALCULO DOS VALORES DE LS
C
        NLSAUX=1
21      IF(NLSAUX.GT.NLS) GOTO 23
          CALL RANDOM(RAND)
          LS=(LSMAX-LSMIN)*RAND+LSMIN
C
          J=1
22      LSINF=LSMIN+(J-1)*DFAM
          LSSUP=LSINF+DFAM
          IF(LSINF.LE.LS.AND.LS.LE.LSSUP) THEN
            NOFAM(J)=NOFAM(J)-1
            IF(NOFAM(J).LT.0) THEN
              NOFAM(J)=0
              GOTO 21
            ENDIF
            IEND=LSEND(NLSAUX)
            LSDISO( IEND)=LS
            NLSAUX=NLSAUX+1
            GOTO 21
          ENDIF
          J=J+1
          GOTO 22
23      CONTINUE
C
        IF(ID.EQ.2) GOTO 34
C
C      CALCULO DOS VALORES DE LS SEGUNDO UMA DISTRIBUICAO UNIFORME
C
30      CONTINUE
        DO 35 I=1,NLS
          CALL RANDOM(RAND)
          LS=(LSMAX-LSMIN)*RAND+LSMIN
          LSDISO( I )=LS
35      CONTINUE
C
34      RETURN
        END
C
C      *****
C      *      SUBROTINA PARA CALCULO DA DISTRIBUICAO DE COMPRIMENTO DOS      *
C      *      PISTOES A UMA DISTANCIA X = XL DA ENTRADA                      *
C      *****
C
        SUBROUTINE LSDISXL(NLS,LSDISO,NLSXL,MEAN,SD,NFAM,DLSFAM,NLSFAM,
        *                  LSMED,NOFAM,MEANS,SDS)
C
        COMMON /SVEL/ ULS,UGS

```

```

COMMON /GEOM1/ D,BETA,EPS,XL
COMMON /PROP/ RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G
C
  INTEGER NLS,NX,NY,I,K,J,NLSXL,NLSAUX,IAUX,NLSFAM(5000),
*         NOFAM(5000),NFAM
  REAL LSDIS0(5000),LSDISL(5000),X(5000),Y(5000),UGS,D,XL,ULS,UD,
*       C,BETA,G,UTB,REL,LS,LBIN,LSIN,RHOL,MIL,US,T0,T1,T,DT,DT0,
*       UF(5000),UT(5000),LSMED(5000),LSMAX,LSMIN,LSSUP,LSINF,DLSFAM,
*       MEAN,SD,PI,SDS,MEANS
C
  US=ULS+UGS
  REL=RHOL*ULS*D/MIL
  IF(REL.LT.2200.)THEN
    C=2.
  ELSE
    C=1.2
  ENDIF
  UD=.35*SQRT(G*D)*SIN(BETA)+.54*SQRT(G*D)*COS(BETA)
C
C  PASSO DE TEMPO
C
  DT=5.E-3
C
C  INICIALIZACAO DAS VARIABEIS
C
  T=0.
  NX=1
  NY=1
  NLSXL=0
  NLSAUX=1
  IAUX=0
  DO 51 I=1,NLS
    LSDISL(I)=0.
    X(I)=0.
    Y(I)=0.
51 CONTINUE
C
C  O PROCEDIMENTO COMECA COM O PRIMEIRO PISTAO COMPLETAMENTE DENTRO
C  DO TUBO
C
C  VELOCIDADE DA CABECA DO PISTAO 1 IGUAL À VELOCIDADE DE TRANSLACAO
C  DA CABECA DA PRIMEIRA BOLHA QUANDO O PERFIL DE VELOCIDADES A SUA
C  FRENTE É TOTALMENTE DESENVOLVIDO (PRIMEIRO PISTAO MUITO LONGO)
C
  UTB=C*US+UD
C
  X(1)=LSDIS0(1)*D
  Y(1)=0.
  UF(1)=UTB
C
40 IF(NLSAUX.GT.NLS)GOTO 55
C
C  QUANDO NX = NY ESTA ENTRANDO UMA BOLHA (NX = NUMERO DE COORDENADAS X
C  E NY = NUMERO DE COODENADAS Y)
C
  IF(NX.EQ.NY)THEN
C
43   I=1
      T=T+DT
C
41   IF(I.GT.NX)GOTO 43
C

```

```

C      CALCULO DE X(I) E Y(I) EM T = T + DT
C
      LS=X(I)-Y(I)
      UT(I)=UTB*UTIUTB(LS)
      Y(I)=Y(I)+UT(I)*DT
      IF(I.NE.1)UF(I)=UT(I-1)
      X(I)=X(I)+UF(I)*DT
C
C      COMPRIMENTO INICIAL DA BOLHA DO I-ESIMO PISTAO SEGUNDO TAITEL E
C      BARNEA (1993) -- (BOLHA CURTA)
C
      IF(I.EQ.NX)THEN
        LBIN=(UGS/UTB)*(X(NX)-Y(NY))/(1.-UGS/UTB)
      ENDIF
C
C      PISTAO DESAPARECE QUANDO Y(I) ALCANCA X(I)
C
      IF(Y(I).GE.X(I))THEN
        IF(I.NE.NX)THEN
C
C      DEPOIS DA ENTRADA
C
          DO 47 K=I,NX-1
            X(K)=X(K+1)
            Y(K)=Y(K+1)
            UT(K)=UT(K+1)
            UF(K)=UF(K+1)
47        CONTINUE
          NX=NX-1
          NY=NY-1
          IF(I.LE.IAUX)IAUX=IAUX-1
          GOTO 41
        ELSE
C
C      LOGO NA ENTRADA
C
          NLSAUX=NLSAUX+1
          T0=(LBIN-Y(NY)+LSDIS0(NLSAUX)*D)/UT(NY-1)
          T=T+T0
          T1=0.
61        IF(T1.GT.T0)GOTO 62
          DO 63 K=1,NX-1
            LS=X(K)-Y(K)
            UT(K)=UTB*UTIUTB(LS)
            Y(K)=Y(K)+UT(K)*DT
            IF(K.NE.1)UF(K)=UT(K-1)
            X(K)=X(K)+UF(K)*DT
            IF(Y(K).GT.X(K))THEN
              DO 70 J=K,NX-1
                X(J)=X(J+1)
                Y(J)=Y(J+1)
                UT(J)=UT(J+1)
                UF(J)=UF(J+1)
70            CONTINUE
              ENDIF
            CONTINUE
63          T1=T1+DT
          GOTO 61
62        CONTINUE
          X(NX)=LSDIS0(NLSAUX)*D
          Y(NY)=0.
          GOTO 43
        ENDIF

```

```

      ENDIF
C
C      QUANDO PASSA A CAUDA DE UM PISTAO POR X = XL, NLSXL=NLSXL+1
C
      IF(Y(I).GE.XL.AND.I.GT.IAUX)THEN
        IAUX=I
        NLSXL=NLSXL+1
        LSDISL(NLSXL)=(X(I)-Y(I))/D
        IF(NLSXL.EQ.1)DT0=T
      ENDIF
C
C      QUANDO TERMINA DE ENTRAR A BOLHA, NX=NX+1 (APOS, COMECA A
C      ENTRAR UM PISTAO)
C
      IF(I.EQ.NY.AND.Y(NY).GE.LBIN)THEN
        NX=NX+1
        X(NX)=Y(NY)-LBIN

        GOTO 40
      ENDIF
C
      I=I+1
      GOTO 41
C
      ELSE
C
C      QUANDO NX > NY ESTA ENTRANDO UM PISTAO
C
C      COMPRIMENTO INICIAL DO PISTAO SEGUNDO A DISTRIBUICAO FORNECIDA
C
        NLSAUX=NLSAUX+1
        LSIN=LSDIS0(NLSAUX)*D
C
44      I=1
        T=T+DT
C
45      IF(I.GT.NX)GOTO 44
C
C      CALCULO DE X(I) E Y(I) EM T = T + DT
C
      IF(I.GT.NY)GOTO 46
      LS=X(I)-Y(I)
      UT(I)=UTB*UTIUTB(LS)
      Y(I)=Y(I)+UT(I)*DT
46      IF(I.NE.1)UF(I)=UT(I-1)
      X(I)=X(I)+UF(I)*DT
C
C      PISTAO DESAPARECE QUANDO Y(I) ALCANCA X(I)
C
      IF(I.LE.NY.AND.Y(I).GE.X(I))THEN
        IF(I.NE.NX)THEN
C
C      DEPOIS DA ENTRADA
C
          DO 49 K=I,NX-1
            X(K)=X(K+1)
            Y(K)=Y(K+1)
            UT(K)=UT(K+1)
            UF(K)=UF(K+1)
49          CONTINUE
            NX=NX-1
            NY=NY-1
            IF(I.LE.IAUX)IAUX=IAUX-1

```



```

        GOTO 45
    ELSE
C
C      LOGO NA ENTRADA
C
        T0=(LSDIS0(NLSAUX)*D-X(NX))/UT(NY-1)
        T=T+T0
        T1=0.
65      T1=T1+DT
        IF(T1.GT.T0)GOTO 64
        DO 66 K=1,NX-1
            LS=X(K)-Y(K)
            UT(K)=UTB*UTIUTB(LS)
            Y(K)=Y(K)+UT(K)*DT
            IF(K.NE.1)UF(K)=UT(K-1)
            X(K)=X(K)+UF(K)*DT
            IF(Y(K).GT.X(K))THEN
                DO 67 J=K,NX-1
                    X(J)=X(J+1)
                    Y(J)=Y(J+1)
                    UT(J)=UT(J+1)
                    UF(J)=UF(J+1)
67      CONTINUE
                NX=NX-1
                NY=NY-1
            ENDIF
66      CONTINUE
64      CONTINUE
        NX=NX-1
        NY=NY-1
        X(NX)=LSDIS0(NLSAUX)*D
        NY=NY+1
        Y(NY)=0.
        GOTO 40
    ENDIF
ENDIF
C
C      QUANDO PASSA A CAUDA DE UM PISTAO POR X = XL, NLSXL=NLSXL+1
C
        IF(Y(I).GE.XL.AND.I.GT.IAUX)THEN
            IAUX=I
            NLSXL=NLSXL+1
            IF(NLSXL.EQ.1)DT0=T
            LSDISL(NLSXL)=(X(I)-Y(I))/D
        ENDIF
C
C      QUANDO TERMINA DE ENTRAR UM PISTAO, NY=NY+1 (APOS, COMECA A
C      ENTRAR UMA BOLHA)
C
        IF(I.EQ.NX.AND.X(NX).GE.LSIN)THEN
            NY=NY+1
            Y(NY)=X(NX)-LSIN
            GOTO 40
        ENDIF
C
        I=I+1
        GOTO 45
    ENDIF
C
55 CONTINUE
C
C      TEMPO = TEMPO - TEMPO ATÉ A PASSAGEM DO PRIMEIRO PISTAO
C

```

```

      T=T-DT0
C
C      RECONTAGEM DOS PISTOES (DESCONSIDERANDO O PRIMEIRO)
C
      DO 72 I=1,NLSXL-1
        LSDISL(I)=LSDISL(I+1)
72 CONTINUE
      NLSXL=NLSXL-1
C
C      CALCULO DO VALOR MEDIO E DESVIO PADRAO
C
      MEAN=0.
      DO 9 I=1,NLSXL
        MEAN=MEAN+LSDISL(I)
9 CONTINUE

      MEAN=MEAN/NLSXL
C
      SD=0.
      DO 8 I=1,NLSXL
        SD=SD+(LSDISL(I)-MEAN)**2
8 CONTINUE
      SD=SQRT(SD/(NLSXL-1))
C
C      CALCULO DO VALOR MAXIMO E MINIMO DA DISTRIBUICAO DE PISTOES
C
      LSMAX=0.
      LSMIN=1000.
      DO 73 I=1,NLSXL
        IF(LSDISL(I).GT.LSMAX)LSMAX=LSDISL(I)
        IF(LSDISL(I).LT.LSMIN)LSMIN=LSDISL(I)
73 CONTINUE
C
C      NUMERO DE FAMILIAS = 100
C
      NFAM=30
C
C      INTERVALO ENTRE AS FAMILIAS
C
      DLSFAM=(LSMAX-LSMIN)/NFAM
C
C      CALCULO DO NUMERO DE ELEMENTOS DE CADA FAMILIA E VALOR MEDIO
C      DOS ELEMENTOS
C
      DO 74 I=1,NFAM
        NLSFAM(I)=0
74 CONTINUE
C
      DO 75 I=1,NFAM
        LSINF=LSMIN+(I-1)*DLSFAM
        LSSUP=LSINF+DLSFAM
        LSMED(I)=(LSINF+DLSFAM)/2.
        DO 75 J=1,NLSXL
          IF(LSINF.LE.LSDISL(J).AND.LSDISL(J).LE.LSSUP)THEN
            NLSFAM(I)=NLSFAM(I)+1
          ENDIF
65 CONTINUE
C
C      CALCULO DO NUMERO DE OCORRENCIAS DE LS EM CADA FAMILIA
C      A PARTIR DA DISTRIBUICAO NORMAL FORNCECIDA POR MEAN E SD
C
      PI=2.*ASIN(1.)
      DO 76 I=1,NFAM

```

```

        LSMFAM=LSMED(I)
        NOFAM(I)=NINT(NLSXL*DLSFAM*1./ (SQRT(2.*PI)*SD)*EXP(-1.*(1./2.)*
*          ((LSMFAM-MEAN)/SD)**2))
76 CONTINUE
    NLS=0
    DO 24 I=1,NFAM
        NLS=NLS+NOFAM(I)
24 CONTINUE

C
C      CALCULO DO VALOR MEDIO E DESVIO PADRAO DA NOVA DISTRIBUICAO
C
    MEANS=0.
    DO 77 I=1,NFAM

        MEANS=MEANS+NOFAM(I)*LSMED(I)
77 CONTINUE
    MEANS=MEANS/NLS

C
    SDS=0.
    DO 78 I=1,NFAM
        SDS=SDS+NOFAM(I)*(LSMED(I)-MEANS)**2
78 CONTINUE
    SDS=SQRT(SDS/(NLS-1))

C
    RETURN
    END

C
C      *****
C      *      FUNCAO DE CALCULO DA VELOCIDADE TRANSLACIONAL DA BOLHA EM      *
C      *      FUNCAO DO COMPRIMENTO DO PISTAO DE LIQUIDO A SUA FRENTE      *
C      *****
C
    REAL FUNCTION UTIUTB(LS)

C
    COMMON /GEOM1/ D,BETA,EPS,XL

C
    REAL LS,D,BETA

C
    IF(BETA.EQ.0.)THEN

C
C      CORRELACAO OBTIDA PARA D = 50 mm, ESCOAMENTO HORIZONTAL,
C      0.6<=ULS<=2.5 POR COOK E BEHNIA (2000)
C
        UTIUTB=1.+0.56*EXP(-.46*LS/D)

C
    ELSE

C
C      CORRELACAO OBTIDA PARA D = 24 mm E D = 54 mm, ESCOAMENTO VERTICAL,
C      0.01<=ULS<=0.25 m/s POR VAN HOUT ET AL.(2001)
C
        UTIUT=1.2+8.*EXP(1.2*LS/D)+1./(LS/D)

C
    ENDIF

C
    RETURN
    END

C
C      *****
C      *                                  FIM DO PROGRAMA                                  *
C      *****

```

## A.7.2 Programa computacional SLUGSOL.FOR

```

C *****
C *          PROGRAMA COMPUTACIONAL - SLUGSOL.FOR          *
C *      PARA CALCULO DOS PARAMETROS DO ESCOAMENTO PISTONADO      *
C *      SEGUNDO TAITEL E BARNEA (1990)                        *
C *      AUTOR: EMERSON DOS REIS (DEZEMBRO DE 2001)            *
C *      DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E DE FLUIDOS - DETF    *
C *      FACULDADE DE ENGENHARIA MECANICA - FEM                *
C *      UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS - UNICAMP            *
C *****
C
C      SUBROUTINE SLUGSOL()
C
C      COMMON /INOUT/ IN,IO1,IO2,IO3,IO4
C      COMMON /PROP/ RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G
C      COMMON /GEOM1/ D,BETA,EPS,XL
C      COMMON /SVEL/ ULS,UGS
C      COMMON /VAR1/ VF,UT,UL,UB,RS,US
C      COMMON /PARAM/ NP,Z,HF,UF,UG,LF,LS
C
C      INTEGER I,NP,IO2
C      REAL RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G,D,BETA,ULS,UGS,Z(55),HF(55),
C *      UF(55),UG(55),LF,UL,UB,RS,LS,UT,PI,ALPHA
C
C      CALL FSOL()
C
C      IMPRESSAO DE RESULTADOS
C
C      WRITE(IO2,*)NP,' LS/D = ',LS/D,' LF/D = ',LF/D
C      PI=2.*ASIN(1.)
C      DO 1 I=1,NP
C          ALPHA=1.-(1./PI)*(PI-ACOS(2.*HF(I)/D-1.)+(2.*(HF(I)/D)-1.)*
C *          Sqrt(1.-(2.*HF(I)/D-1.)**2))
C      WRITE(IO2,*)I,Z(I)/D,HF(I)/D,UF(I)*(1.-ALPHA),UG(I)*ALPHA
C      WRITE(IO2,*)I,Z(I)/D,HF(I)/D,UF(I),UG(I)
1 CONTINUE
C
C      RETURN
C      END
C
C *****
C *          SUBROTINA DE SOLUCAO DO FILME DE LIQUIDO          *
C *****
C
C      SUBROUTINE FSOL()
C
C      COMMON /PROP/ RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G
C      COMMON /SVEL/ ULS,UGS
C      COMMON /GEOM1/ D,BETA,EPS,XL
C      COMMON /VAR1/ VF,UT,UL,UB,RS,US
C      COMMON /FLAG/ IFLAG
C
C      INTEGER N,IFLAG
C      REAL RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G,ULS,UGS,D,BETA,EPS,UT,UL,UB,
C *      RS,US,TOL,A,C,B,UD,UO,HSO,HS,HEO,HE,RES
C
C      TOLERANCIA E NUMERO MAXIMO DE ITERACOES

```

```

TOL=.5E-3
N=50
C
C   CALCULO DE RS E US
C
US=ULS+UGS
C
C=0.006+1.3377*MIG/MIL
IF(BETA.LE.0.)THEN
  A=1.
ELSE
  A=1.-SIN(BETA)
ENDIF
RS=(1.009-C*US)*A
C   RS=1./(1.+(US/8.66)**1.39)
C
C   CALCULO DE UT
C
RES=D*(RHOL*RS+RHOG*(1.-RS))*US/(MIL*RS+MIG*(1.-RS))
IF(RES.LT.2000.)THEN
  C=2.0
ELSE
  C=1.2
ENDIF
UD=0.35*SQRT(G*D)*SIN(BETA)+0.54*SQRT(G*D)*COS(BETA)
UT=C*US+UD
C
C   CALCULO DE UB
C
UO=1.54*(SIGMA*G*(RHOL-RHOG)/RHOL**2)**(1./4.)*SIN(BETA)
B=1.
UB=B*US+UO
C
C   CALCULO DE UL
C
UL=(US-UB*(1.-RS))/RS
C
C   CALCULO DE HS
C
IFLAG=2
HSO=2.*D/3.
CALL NEWTON(HSO,TOL,N,HS,D)
C
C   CALCULO DE HC
C
IFLAG=3
HCO=2.*D/3.
CALL NEWTON(HCO,TOL,N,HC,D)
C
C   CALCULO DE HE
C
IFLAG=4
HEO=D/30.
CALL NEWTON(HEO,TOL,N,HE,D)
C
C   CHAMADA DA SUBROTINA DE SOLUCAO DO FILME DE LIQUIDO
C
CALL FILM(HS,HC,HE)
C
RETURN
END
C

```

```

C *****
C *      SUBROTINA DE INTEGERACAO NUMERICA DA EQ. DE CONSERVACAO      *
C *                                DA FASE LIQUIDA                      *
C *****
C
C      SUBROUTINE FILM(HS,HC,HE)
C
C      COMMON /GEOM1/ D,BETA,EPS,XL
C      COMMON /SVEL/ ULS,UGS
C      COMMON /VAR1/ VF,UT,UL,UB,RS,US
C      COMMON /VAR2/ RF
C      COMMON /FLAG/ IFLAG
C      COMMON /PARAM/ NP,Z,HF,UF,UG,LF,LS
C
C      INTEGER IFLAG,I,J,IAUX,NP
C      REAL D,BETA,EPS,ULS,UGS,UT,UL,UB,RS,US,RF,HS,HC,HE,LF,LS,
*      ZX,TOLL,INTEG,F1,F2,DHFDZ,HFX,DZX,LU,ULSI,EPSILON,RFO,
*      Z(55),UF(55),UG(55),HF(55),UFX,UGX
C
C      TOLERANCIA
C
C      TOLL=1.E-3
C
C      DECREMENTO
C
C      EPSILON=1.E-4*D
C
C      DELTA Z  (1 CENTESIMO DE D)
C
C      DX=1.E-2*D
C
C      ESCOLHA DO VALOR INICIAL DE HF (MENOR DE HC E HS)
C
C      IF(HS.LE.HC)THEN
C          HFX=HS
C          RFO=RS
C      ELSE
C          HFX=HC
C          RFO=RF(HC)
C      ENDIF
C
C      I=1
C      J=1
C      ZX=0.
C      INTEG=0.
C
C      10 CONTINUE
C          IFLAG=3
C          F1=F(HFX)
C          IFLAG=4
C          F2=F(HFX)
C          DHFDZ=F2/F1
C          IF(DHFDZ.GE.0.)THEN
C              HFX=HFX-EPSILON
C              RFO=RF(HFX)
C              GOTO 10
C          ENDIF
C
C      SALVANDO PONTO 1 (Z=0)
C
C      IF(I.EQ.1)THEN
C          Z(1)=0.
C          UF(1)=UL

```

```

        UG(1)=UB
        HF(1)=HFX
        J=J+1
        IAUX=2
    ENDIF
C
C    CALCULO DO NOVO VALOR DE HFX
C
        HFX=HFX+DHFDZ*DZX
        IF(HFX.LT.HE)HFX=HE
C
C    CALCULO DE RF
C
        RF=RFX(HFX)
C
C    CALCULO DAS VELOCIDADES UF E UG
C
        UFX=UT-(UT-UL)*RS/RF
        UGX=(US-UFX*RF)/(1.-RF)
C
C    INTEGRACAO NUMERICA
C
        INTEG=INTEG+((1.-RF)+(1.-RFO))*DZX/2.
        ZX=ZX+DZX
        LF=ZX
        LU=LF+LS
C
        ULSI=UL*RS+UT*(1.-RS)*LF/LU-(UT/LU)*INTEG
C
C    VERIFICACAO DA TOLERANCIA
C
        IF(ABS((ULS-ULSI)/ULS).LE.TOLL)THEN
            Z(J)=ZX
            UF(J)=UFX
            UG(J)=UGX
            HF(J)=HFX
            GOTO 20
        ENDIF
C
C    SALVANDO PONTOS DA AMOSTRA
C
        IF(IAUX.EQ.I)THEN
C
            Z(J)=ZX
            UF(J)=UFX
            UG(J)=UGX
            HF(J)=HFX
            J=J+1
            IAUX=2**J
C
        ENDIF
C
C        WRITE(*,*)I,ZX/D,ABS((ULS-ULSI)/ULS)
C        RFO=RF
C        I=I+1
C        GOTO 10
C
20 NP=J
    RETURN
    END
C
C *****
C *                SUBROTINA QUE UTILIZA O METODO DE NEWTON                *

```

```

C *****
C
C      SUBROUTINE NEWTON(PO,TOL,NO,P,FLAG)
C
C      ESTA SUBROTINA PROCURA UMA SOLUCAO F(X)=0 DADOS
C      O INTERVALO [A,B] ONDE F(X) E CONTINUA
C      PO = UMA APROXIMACAO INICIAL
C      TOL = A TOLERANCIA PARA O ERRO RELATIVO
C      NO = NUMERO MAXIMO PERMITIDO DE ITERACOES
C      P = VALOR DA RAIZ PROCURADA
C
C      INTEGER I,NO
C      REAL PO,TOL,DF1,F1,P,FLAG
C
C      I=1
10  IF(I.GT.NO) GO TO 21
      DF1=DF(PO)
      F1=F(PO)
      P=PO-F1/DF1
C
C      TESTE PARA O VALOR DO ERRO EM CADA ITERACAO
C
C      WRITE(*,40)I,P
C      IF(ABS((P-PO)/PO).LT.TOL) GO TO 27
C
C      I=I+1
C      PO=P
C      IF(P.LT.0..OR.P.GT.FLAG)THEN
C          P=FLAG
C          GOTO 27
C      ENDIF
C      GO TO 10
21  WRITE(*,12)
12  FORMAT(/' O METODO FALHO APOS NO ITERACOES ')
40  FORMAT(I3,' ',F10.7)
C
27  RETURN
    END
C
C *****
C      *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DERIVADA DE F(X)      *
C *****
C
C      REAL FUNCTION DF(X)
C
C      REAL X,DELTA,F1,F2
C
C      DELTA=1.E-5
C      X=X-DELTA
C      F1=F(X)
C      X=X+DELTA
C      F2=F(X)
C
C      DF=(F2-F1)/DELTA
C
C      RETURN
C      END
C
C *****
C      *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DE F(X)      *
C *****

```



```

C      REAL FUNCTION F(X)
C
C      COMMON /PROP/  RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G
C      COMMON /GEOM1/  D,BETA,EPS,XL
C      COMMON /VAR1/  VF,UT,UL,UB,RS,US
C
C      COMMON /VAR2/  RF
C      COMMON /FLAG/  IFLAG
C
C      INTEGER IFLAG
C      REAL RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G,D,BETA,EPS,UT,UL,UB,RS,US,RF,
*      X,HF,VF,VG,PI,DRFDHF,R,SF,SG,SI,A,AF,AG,DHF,DHG,UF,UG,
*      REF,REG,FF,FG,FI,TALF,TALG,TALI
C
C      HF=X
C      RF=RFX(HF)
C      PI=2.*ASIN(1.)
C
C      EQUACAO PARA CALCULO DE HS
C
C      IF(IFLAG.EQ.2)THEN
C          F=RS-RF
C      ENDIF
C
C      EQUACAO PARA O DENOMINADOR
C
C      IF(IFLAG.EQ.3)THEN
C
C          CALCULO DOS PARAMETROS
C
C          R=HF/D
C          DRFDHF=(4./(PI*D))*SQRT(1.-(2.*R-1.)**2)
C
C          VF=(UT-UL)*RS/RF
C          VG=(UT-UB)*(1.-RS)/(1.-RF)
C
C          DENOMINADOR
C
C          F=(RHOL-RHOG)*G*COS(BETA)-RHOL*VF*(UT-UL)*RS*DRFDHF/RF**2-
*          RHOG*VG*(UT-UB)*(1.-RS)*DRFDHF/(1.-RF)**2
C
C      ENDIF
C
C      EQUACAO PARA O NUMERADOR
C
C      IF(IFLAG.EQ.4)THEN
C
C          CALCULO DOS PARAMETROS AF,AG,SF,SG,SI,ETC...
C
C          SF=D*(PI-ACOS(2.*R-1.))
C          SG=PI*D-SF
C          SI=D*SQRT(1.-(2.*R-1.)**2)
C          A=PI*D**2/4.
C          AF=A*RF
C          AG=A*(1.-RF)
C
C          DIAMETROS HIDRAULICOS
C
C          DHF=4.*AF/SF
C          DHG=4.*AG/(SG+SI)
C
C          VELOCIDADES UF E UG
C

```

```

      UF=UT-(UT-UL)*RS/RF
      UG=(US-UF*RF)/(1.-RF)
C
C      NUMEROS DE REYNOLDS
C
      REF=RHOL*ABS(UF)*DHF/MIL
      REG=RHOG*ABS(UG)*DHG/MIG
C
C      FATORES DE ATRITO FG, FF E FI (BLASIU)
C
      FG=FFRIC(REG)
      FF=FFRIC(REF)
C
      FI=0.014
C
C      TENSOES CISALHANTES
C
      TALF=FF*RHOL*ABS(UF)*UF/2.
      TALG=FG*RHOG*ABS(UG)*UG/2.
      TALI=FI*RHOG*ABS(UG-UF)*(UG-UF)/2.
C
C      NUMERADOR
C
      F=TALF*SF/AF-TALG*SG/AG-TALI*SI*(1./AF+1./AG)+(RHOL-RHOG)*
*      G*SIN(BETA)
C
      ENDIF
C
      RETURN
      END
C
C      *****
C      *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DO HOLDUP RF(HF)      *
C      *****
C
      REAL FUNCTION RFX(HF)
C
      COMMON /GEOM1/ D,BETA,EPS,XL
C
      REAL R,HF,D,PI
C
      PI=2.*ASIN(1.)
      R=HF/D
C
      CALCULO DE RF
C
      RFX=(1./PI)*(PI-ACOS(2.*R-1.)+(2.*R-1.)*SQRT(1.-(2.*R-1.)**2))
C
      RETURN
      END
C
C      *****
C      *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DO FATOR DE ATRITO DE BLASUIS      *
C      *****
C
      REAL FUNCTION FFRIC(RE)
C
      REAL N,CF,RE
C
      IF(RE.LE.2000)THEN
        N=-1.
        CF=16.
      ELSE

```

```

      N=-0.2
      CF=0.046
ENDIF
C
      FFRIC=CF*RE**N
C
      RETURN
      END
C
C *****
C *                                     *
C *                                     FIM                                     *
C *****

```

### A.7.3 Programa computacional TEESOL.FOR

```

C *****
C *          PROGRAMA COMPUTACIONAL - TEESOL.FOR          *
C *      PARA CALCULO DA QUEDA DE PRESSÃO E DISTRIBUIÇÃO DE FASES      *
C * DO ESCOAMENTO GAS-LÍQUIDO PISTONADO ATRAVÉS DE UMA RAMIFICAÇÃO T *
C *      AUTOR: EMERSON DOS REIS (DEZEMBRO DE 2001)          *
C *      DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E DE FLUIDOS - DETF          *
C *      FACULDADE DE ENGENHARIA MECANICA - FEM              *
C *      UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS - UNICAMP          *
C *****
C *****
C *      SUBROTINA PARA SOLUCAO DO SISTEMA DE EQUAÇÕES          *
C *****
C
C      SUBROUTINE TEESOL(X)
C
C      COMMON /INOUT/ IN,IO1,IO2,IO3,IO4
C      COMMON /PROP/ RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G
C      COMMON /DADOS/ X1,W1,DATA,ALPHA1
C      COMMON /GEOM3/ D1,D2,D3,L1D1,L2D2,L3D3,TETA,PHI
C      COMMON /SVEL/ ULS,UGS
C      COMMON /EQTS/ NE
C      COMMON /FCTOR/ FT
C
C      INTEGER NE,N,IO3
C      REAL X(10),TOL,W1,X1,F(10),WL1,WG1,W2,WL2,WG2,W3,WL3,WG3,X2,X3,
C *      FG,FL,X2X1,X3X1,D1,ULS,UGS,FT
C
C      TOLERANCIA E NUMERO MAXIMO DE ITERACOES
C
C      TOL=.5E-5
C      N=50
C
C      NÚMERO DE EQUAÇÕES
C
C      NE=6
C
C      FATOR
C
C      FT=1000.
C
C      CHUTE INICIAL
C
C      X(1)=(1./3.)*W1
C      X(2)=(1./3.)*W1
C      X(3)=X1
C      X(4)=X1
C      X(5)=100./FT
C      X(6)=100./FT
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA DE SOLUÇÃO DO SISTEMA NÃO-LINEAR PELO MÉTODO
C      DE NEWTON
C
C      CALL NEWTONS(X,NE,N,TOL)
C
C      IMPRESSAO DE RESULTADOS

```

```

C
W2=X(1)
W3=X(2)
X2=X(3)
X3=X(4)
DP12=X(5)*FT
DP13=X(6)*FT

C
WL1=(1.-X1)*W1
WG1=X1*W1
WL2=(1.-X2)*W2
WG2=X2*W2
WL3=(1.-X3)*W3
WG3=X3*W3
FG=WG3/WG1
FL=WL3/WL1
X2X1=X2/X1
X3X1=X3/X1

C
WRITE(IO3,82)
WRITE(IO3,50)W1*3600.
WRITE(IO3,51)WL1*3600.
WRITE(IO3,64)WG1*3600.
WRITE(IO3,70)X1
WRITE(IO3,52)W2*3600.
WRITE(IO3,53)WL2*3600.
WRITE(IO3,54)WG2*3600.
WRITE(IO3,71)X2
WRITE(IO3,55)W3*3600.
WRITE(IO3,56)WL3*3600.
WRITE(IO3,57)WG3*3600.
WRITE(IO3,72)X3
WRITE(IO3,58)DP12/9.789055
WRITE(IO3,59)DP13/9.789055
WRITE(IO3,65)
WRITE(IO3,61)X1,X2,X3
WRITE(IO3,62)
WRITE(IO3,61)FL,FG
WRITE(IO3,60)
WRITE(IO3,61)W2/W1,W3/W1
WRITE(IO3,63)
WRITE(IO3,61)X2/X1,X3/X1

C
CALL FX(X,F)
WRITE(IO3,80)
DO 79 I=1,NE
    WRITE(IO3,81)I,F(I)
79 CONTINUE

C
50 FORMAT(' W1      = ',F10.3,' [kg/h]')
51 FORMAT(' WL1     = ',F10.3,' [kg/h]')
64 FORMAT(' WG1     = ',F10.3,' [kg/h]')
70 FORMAT(' X1      = ',F10.5,' [-]')
52 FORMAT(' W2      = ',F10.3,' [kg/h]')
53 FORMAT(' WL2     = ',F10.3,' [kg/h]')
54 FORMAT(' WG2     = ',F10.3,' [kg/h]')
71 FORMAT(' X2      = ',F10.5,' [-]')
55 FORMAT(' W3      = ',F10.3,' [kg/h]')
56 FORMAT(' WL3     = ',F10.3,' [kg/h]')
57 FORMAT(' WG3     = ',F10.3,' [kg/h]')
72 FORMAT(' X3      = ',F10.5,' [-]')
58 FORMAT(' DP12    = ',F10.4,' [mmca]')
59 FORMAT(' DP13    = ',F10.4,' [mmca]')

```

```

65 FORMAT(// ' QUALIDADES EM 1, 2, 3' /)
61 FORMAT(3F10.5)
62 FORMAT(// ' FRAÇÕES DE DESVIO DE LÍQUIDO E GAS WL3/WL1, WG3/WG1' /)
60 FORMAT(// ' FRAÇÕES DE DESVIO TOTAIS W2/W1 E W3/W1' /)
63 FORMAT(// ' RAZÕES ENTRE QUALIDADES X2/X1, X3/X1' /)
80 FORMAT(// ' VERIFICAÇÃO ' /)
81 FORMAT(' F(' ,I2,')=' ,F15.12)
82 FORMAT(// ' SOLUÇÃO ' /)

C
    RETURN
    END

C
C *****
C *      SUBROTINA DE SOLUÇÃO DE SISTEMAS NAO-LINEARES UTILIZANDO      *
C *      O MÉTODO DE NEWTON                                           *
C *****
C
    SUBROUTINE NEWTONS(X,NE,N,TOL)
C
C    NE = NÚMERO DE EQUAÇÕES DO SISTEMA
C    N = NÚMERO MÁXIMO DE ITERAÇÕES PERMITIDO
C    X = VETOR DE VARIÁVEIS INDEPENDENTES (NA SAÍDA É O VETOR SOLUÇÃO)
C    F = VETOR DAS FUNÇÕES DO SISTEMA
C    J = MATRIZ QUE REPRESENTA O JACOBIANO DO SISTEMA
C    Y = VETOR DOS DESVIOS
C    I,K,KK,SUM = VARIÁVEIS AUXILIARES
C    NORM = NORMA ADOTADA COMO A RAIZ DA SOMA DOS QUADRADOS DAS
C            COMPONENTES DO VETOR DOS DESVIOS Y
C    TOL = TOLERÂNCIA PERMITIDA
C
    INTEGER NE,N,I,K
    REAL X(10),F(10),J(10,10),S(10,2),TOL,SUM,NORM,DET
C
    K=0
1  IF(K.GT.N) GO TO 7
    WRITE(*,*)X(1),X(NE),K
    CALL FX(X,F)
    CALL JX(X,J,NE)
    DO 4 I=1,NE
4      S(I,1)=-F(I)
    CALL GAUSSJ(J,NE,1,DET,S)
    SUM=0.
    DO 5 I=1,NE
        X(I)=X(I)+S(I,1)
5      SUM=SUM+S(I,1)*S(I,1)
    NORM=SQRT(SUM)
    IF(NORM.LT.TOL)GO TO 3
    K=K+1
    GO TO 1

C
7  WRITE(*,8)
8  FORMAT(// ' NÚMERO MÁXIMO DE ITERACOES FOI EXCEDIDO ' )
9  FORMAT(10F12.5)

C
3  RETURN
    END

C
C *****
C *      SUBROTINA PARA O CALCULO DO JACOBIANO DO SISTEMA      *
C *****
C
    SUBROUTINE JX(X,J,NE)
C

```

```

C      DELTA = VARIACAO ADOTADA PARA O CALCULO DAS DERIVADAS
C      FSUP,FINF = VALOR SUPERIOR E INFERIOR DA FUNCAO RESPECTIVAMENTE
C                  PARA O CALCULO DA DERIVADA
C
C      INTEGER NE,I,K
C      REAL X(10),J(10,10),F(10),DELTA,FSUP,FINF
C
C      DELTA=1.E-4
C
C      DO 32 I=1,NE
C          DO 34 K=1,NE
C              X(K)=X(K)+DELTA
C
C              CALL FX(X,F)
C              FSUP=F(I)
C
C              X(K)=X(K)-DELTA
C
C              CALL FX(X,F)
C              FINF=F(I)
C
C      34 J(I,K)=(FSUP-FINF)/DELTA
C      32 CONTINUE
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *          SUBROTINA DE SOLUÇÃO DE SISTEMAS LINEARES QUE UTILIZA O          *
C      *          MÉTODO DE GAUSS-JORDAN                                          *
C      *****
C
C      SUBROUTINE GAUSSJ(A,N,NSOL,DET,X)
C
C      SOLUÇÃO SIMULTÂNEA DE SISTEMAS DE EQUAÇÕES
C      UTILIZANDO O MÉTODO DE GAUSS-JORDAN COM CONDENSAÇÃO PIVOTAL TOTAL
C      A = MATRIZ DE COEFICIENTES ** DESTRUÍDA **
C      X = ENTRADA DOS VETORES DE CONSTANTES E SAÍDA DOS VETORES SOLUÇÃO
C      N = ORDEM DA MATRIZ DE COEFICIENTES
C      NSOL = NÚMERO DE VETORES DE CONSTANTES
C      DET = DETERMINANTE DA MATRIZ DE COEFICIENTES
C
C      INTEGER N,NSOL,MM,NN,J,KT,K,I,KK,KONT,JJ
C      REAL A(10,10),X(10,2),DET,SIGN,AMAX,ABPIV,DIV,SS
C
C      MM=N+NSOL
C      SS=1.
C      DET=1.
C      NN=N-1
C      DO 14 J=1,NSOL
C          KT=N+J
C          DO 16 I=1,N
C              16 A(I,KT)=X(I,J)
C      14 CONTINUE
C      DO 8 K=1,NN
C          AMAX=0.
C          DO 2 I=K,N
C              SIGN=A(I,K)
C              ABPIV=ABS(SIGN)
C              IF(ABPIV-AMAX)2,2,1
C              1 AMAX=ABPIV
C              DIV=SIGN
C              IMAX=I

```

```

2  CONTINUE
   IF(AMAX)3,3,4
3  DET=0.
   WRITE(*,17)
   RETURN
4  IF(IMAX-K)5,7,5
5  DO 6,J=K,MM
      AMAX=A(IMAX,J)
      A(IMAX,J)=A(K,J)
      A(K,J)=AMAX
6  CONTINUE
   SS=-SS
7  KK=K+1
   DO 8 I=KK,N
      AMAX=A(I,K)/DIV
      DO 8 J=KK,MM
         A(I,J)=A(I,J)-AMAX*A(K,J)
8  CONTINUE
   DO 9 I=1,N
      DET=DET*A(I,I)
9  CONTINUE
   DET=DET*SS
   DO 13 K=1,NSOL
      JJ=N
      KONT=N+K
      DO 12 J=1,N
         KT=N-J+1
         X(KT,K)=A(JJ,KONT)/A(JJ,JJ)
         KK=N-J
         IF(KK)12,12,10
10      DO 11 I=J,NN
         A(KK,KONT)=A(KK,KONT)-X(KT,K)*A(KK,JJ)
         KK=KK-1
11      CONTINUE
         JJ=JJ-1
12      CONTINUE
13      CONTINUE
C
17  FORMAT(' PIVÔ PEQUENO - O SISTEMA PODE SER SINGULAR ' / )
C
15  RETURN
   END
C
C *****
C *                               SISTEMA DE EQUAÇÕES                               *
C *****
C
C  SUBROUTINE FX(X,F)
C
C  COMMON /INOUT/ IN,IO1,IO2,IO3,IO4
C  COMMON /GEOM3/ D1,D2,D3,L1D1,L2D2,L3D3,TETA,PHI
C  COMMON /DADOS/ X1,W1,DATA,ALPHA1
C  COMMON /DESC3/ W3,X3
C
C  INTEGER IO3
C  REAL X(10),F(10),D1,D2,D3,L1D1,L2D2,L3D3,L1,L2,L3,W1,W2,
*      W3,X1,X2,X3,DP12,DP13,FEXTRA,DATA
C
C  IDENTIFICAÇÃO DAS EQUAÇÕES
C
C  F(1) = BALANÇO DE MASSA DA MISTURA
C  F(2) = BALANÇO DE MASSA DA FASE GASOSA

```



```

C      F(3) = BALANÇO DE QUANTIDADE DE MOVIMENTO NA DIREÇÃO DO RAMAL LATERAL
C      F(4) = BALANÇO DE QUANTIDADE DE MOVIMENTO NA DIREÇÃO DO RAMAL PRINCIPAL
C      F(5) = EQUAÇÃO EXTRA (SEPARAÇÃO DAS FASES)
C      F(6) = CONDIÇÃO DE CONTORNO PARA A FRAÇÃO DE LÍQUIDO DESVIADA FL3
C
C      IDENTIFICAÇÃO DAS VARIÁVEIS
C
C      X(1) = W2 (DESCARGA PELO RAMAL DE PRINCIPAL)
C      X(2) = W3 (DESCARGA PELO RAMAL LATERAL)
C      X(3) = X2 (TÍTULO NO RAMAL PRINCIPAL)
C      X(4) = X3 (TÍTULO NO RAMAL LATERAL)
C      X(5) = DP12 (QUEDA DE PRESSÃO ENTRE O RAMAL DE ENTRADA E PRINCIPAL)
C      X(6) = DP13 (QUEDA DE PRESSÃO ENTRE O RAMAL DE ENTRADA E LATERAL)
C
C      ASSOCIAÇÃO DAS VARIÁVEIS
C
C      W2=X(1)
C      W3=X(2)
C      X2=X(3)
C      X3=X(4)
C      DP12=X(5)
C      DP13=X(6)
C
C      CÁLCULO DAS QUEDAS DE PRESSÃO DISTRIBUÍDAS NOS RAMAIS
C
C      L1=L1D1*D1
C      DP1J=DPF(W1,X1,D1,L1)
C      L2=L2D2*D2
C      DPJ2=DPF(W2,X2,D2,L2)
C      L3=L3D3*D3
C      DPJ3=DPF(W3,X3,D3,L3)
C
C      CÁLCULO DAS QUEDAS DE PRESSÃO LOCALIZADAS ENTRE 1 E 2
C
C      DP12J=DP12JF(W2,X2)
C
C      CÁLCULO DAS QUEDAS DE PRESSÃO LOCALIZADAS ENTRE 1 E 3
C
C      DP13J=DP13JF(W3,X3)
C
C      CÁLCULO DA FUNÇÃO EXTRA
C
C      FEXTRA=FEX(W2,X2)
C
C      SISTEMA DE EQUAÇÕES
C
C      F(1)=W1-W2-W3
C      F(2)=X1*W1-X2*W2-X3*W3
C      F(3)=DP13-DP1J-DP13J-DPJ3
C      F(4)=DP12-DP1J-DP12J-DPJ2
C      F(5)=FEXTRA-X3*W3
C      F(6)=DATA-(1.-X3)*W3/((1.-X1)*W1)
C
C      RETURN
C      END
C
C      *****
C      *      EQUAÇÃO PARA CÁLCULO DAS QUEDAS DE PRESSÃO DISTRIBUÍDAS      *
C      *      NOS RAMAIS      *
C      *****
C
C      REAL FUNCTION DPF(W,X,D,L)

```

```

COMMON /PROP/ RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G
COMMON /FCTOR/ FT

C
REAL RHOL,RHOG,MIL,MIG,D,RELO,GS,W,L,A,B,DPFLO,PHIFLO2,FT

C
PI=2.*ASIN(1.)
GS=W/(PI*D**2./4.)

C
RELO=GS*D/MIL
A=(-2.457*LOG(1./((7./RELO)**0.9)))*16.
B=(37530./RELO)**16.
FLO=8.*(8./RELO)**12.+1./(A+B)**(3./2.))*1./12.
PHIFLO2=(1.+(RHOL*RHOG/(RHOL-RHOG))*RHOL*X)

C
C CÁLCULO DO GRADIENTE DE PRESSÃO BIFÁSICO
C
DPFLO=FLO*L*GS**2/(2.*D*RHOL)
DPF=DPFLO*PHIFLO2/FT

C
RETURN
END

C
C *****
C * FUNÇÃO PARA CÁLCULO DA QUEDA DE PRESSÃO LOCALIZADA DP12J *
C *****
C
REAL FUNCTION DP12JF(W2,X2)

C
COMMON /PROP/ RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G

COMMON /GEOM3/ D1,D2,D3,L1D1,L2D2,L3D3,TETA,PHI
COMMON /DADOS/ X1,W1,DATA,ALPHA1
COMMON /FCTOR/ FT

C
REAL RHOL,RHOG,MIL,MIG,D1,D2,G1,G2,W1,W2,X1,X2,K12,RHOH1,RHOH2,
* ALPHA1,RHO1L1,RHO1L2,PI,FT,CO,S

C
PI=2.*ASIN(1.)

C
G1=W1/(PI*D1**2./4.)
G2=W2/(PI*D2**2./4.)

C
RHOH1=1./(X1/RHOG+(1.-X1)/RHOL)
RHOH2=1./(X2/RHOG+(1.-X2)/RHOL)

C
IF((W2/W1).LE.0.85)THEN
  K12=0.7087+0.5520*(W2/W1)
ELSE
  K12=5.8529-5.5*(W2/W1)
ENDIF

C
CO=1.10-0.1*(RHOL/RHOG)**(-0.0001*(RHOL/RHOG))
S=CO+(CO-1.)*(RHOL/RHOG)*(X1/(1.-X1))
ALPHA1=(X1/RHOG)/(X1/RHOG+S*(1.-X1)/RHOL)

C
RHO1L1=((1.-X1)**2./(RHOL*(1.-ALPHA1))+X1**2/(RHOG*ALPHA1))**(-1.)
RHO1L2=RHOH2

C
DP12JF=(K12/2.)*(G2**2./RHO1L2-G1**2./RHO1L1)/FT

C
RETURN
END

```

```

C
C *****
C *      FUNÇÃO PARA CÁLCULO DA QUEDA DE PRESSÃO LOCALIZADA DP13J      *
C *****
C
C      REAL FUNCTION DP13JF(W3,X3)
C
C      COMMON /PROP/  RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G
C      COMMON /GEOM3/ D1,D2,D3,L1D1,L2D2,L3D3,TETA,PHI
C      COMMON /DADOS/ X1,W1,DATA,ALPHA1
C      COMMON /FCTOR/ FT
C
C      REAL RHOL,RHOG,MIL,MIG,D1,D3,G1,G3,W1,W3,X1,X3,K13,RHOH3,
*      ALPHA1,RHO3L1,RHO3L3,DP13JFIRREV,DP13JFREV,PI,FT,A1,A3
C
C      PI=2.*ASIN(1.)
C
C      A1=PI*D1**2./4.
C      A3=PI*D3**2./4.
C      G1=W1/A1
C      G3=W3/A3
C
C      K13=1.-0.8285*(W3/W1)+0.6924*(W3/W1)**2.
C
C      RHOH1=1./(X1/RHOG+(1.-X1)/RHOL)
C      RHOH3=1./(X3/RHOG+(1.-X3)/RHOL)
C
C      RHO3L1=((1.-X1)**3./(RHOL**2.*(1.-ALPHA1)**2)+
*      X1**3./(RHOG*ALPHA1**2.))**(-1./2.)
C      RHO3L3=RHOH3
C
C      PHI13=RHOL*RHOH3/RHOH1**2.
C
C      DP13JFIRREV=K13*(G1**2./(2.*RHOL))*PHI13
C      DP13JFREV=(RHOH3/2.)*(G3**2./RHO3L3**2-G1**2./RHO3L1**2)
C
C      DP13JF=(DP13JFREV+DP13JFIRREV)/FT
C
C      RETURN
C      END
C
C *****
C *      FUNÇÃO EXTRA      *
C *****
C
C      REAL FUNCTION FEX(W2,X2)
C
C
C      COMMON /PROP/  RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G
C      COMMON /GEOM1/ D,BETA,EPS,XL
C      COMMON /GEOM3/ D1,D2,D3,L1D1,L2D2,L3D3,TETA,PHI
C      COMMON /FLAG/  IFLAG
C      COMMON /AREAS/ AG2,AG3,AL2,AL3,ADL,ADG
C      COMMON /REGIME/ KREG
C      COMMON /ADESVIO/ HLD1,DLD3,DGD3
C      COMMON /DADOS/  X1,W1,DATA,ALPHA1
C      COMMON /PARAM/  NP,Z,HF,UF,UG,LF,LS
C      COMMON /SVEL/   ULS,UGS
C      COMMON /VAR1/   VF,UT,UL,UB,RS,US
C      COMMON /AUX/    I
C
C      INTEGER I,IFLAG,KREG,N,NP
C      REAL RHOL,RHOG,W1,X1,D1,HLD1,TOL,DLD3,DLD30,DGD3,DGD30,AG3,AG2,

```

```

*      G,BETA,MIL,MIG,DSGD3,LS,Z(55),ADG,INTEG,HF(55),UF(55),
*      UG(55),RF,LF,LU,PI,UB,UT,UL,DZ,X2,W2,ULS,UGS,ALPHAU,ALPHA FM
C
      PI=2.*ASIN(1.)
C
C      TOLERANCIA E NUMERO MAXIMO DE ITERACOES
C
      TOL=0.5E-4
      N=50
C
C      SOLUCAO DA EQUACAO DE WL3 PARA CALCULAR DLD3
C
      IFLAG=1
      DGD3=0.5
      DLD3O=0.5
      CALL NEWTON1(DLD3O,TOL,N,DLD3)
C
C      WRITE(*,*)DLD3O
      IFLAG=2
      DGD3O=1.
      CALL NEWTON1(DGD3O,TOL,N,DSGD3)
C
C      CALCULO DE WG3S
C
      LU=LS+LF
      DGD3=DSGD3
      KREG=5
      CALL GEOMTR( )
      WG3S=RHOG*AG3*(1.-RS)*UB*LS/LU
      DSG=DGD3*D3
C
C      CALCULO DE WG3FE
C
      DIFF=1.E5
      DO 12 I=1,NP
        IF((0.5-HF(I)/D1).GT.0..AND.(0.5-HF(I)/D1).LT.DIFF)THEN
          IAUX=I
          DIFF=(0.5-HF(I)/D1)
        ENDIF
12 CONTINUE
C
      KREG=1
      INTEG=0.
      FO=RHOG*AG3*(1.-RS)*UB
      DO 10 I=2,IAUX
        DZ=Z(I)-Z(I-1)
C
C      O GAS NA REGIAO DE FILME ESPESSE DESVIA-SE PRA O RAMAL LATERAL WG3FE
C
      DGD3=DSG/D3
      CALL GEOMTR( )
      R=HF(I)/D1
      RF=(1./PI)*(PI-ACOS(2.*R-1.)+(2.*R-1.)*SQRT(1.-(2.*R-1.）**2))
      F1=RHOG*(PI*D1**2/4.)*(1.-RF)*UG(I)
      INTEG=INTEG+(F1+FO)*DZ/2.
      FO=F1
10 CONTINUE
C
      WG3FE=(1./LU)*INTEG
C
C      CALCULO DO GAS PRESENTE DA REGIAO DE FILME DELGADO WG3FD
C
      INTEG=0.

```

```

R=HF(IAUX)/D1
RF=(1./PI)*(PI-ACOS(2.*R-1.)+(2.*R-1.)*SQRT(1.-(2.*R-1.)**2))
FO=RHOG*(PI*D1**2/4.)*(1.-RF)*UG(IAUX)
C
DO 13 I=IAUX+1,NP
  DZ=Z(I)-Z(I-1)
  R=HF(I)/D1
  RF=(1./PI)*(PI-ACOS(2.*R-1.)+(2.*R-1.)*SQRT(1.-(2.*R-1.)**2))
  F1=RHOG*(PI*D1**2/4.)*(1.-RF)*UG(I)
  INTEG=INTEG+(F1+FO)*DZ/2.
  FO=F1
13 CONTINUE
WG3FD=(1./LU)*INTEG
C
C EQUACAO EMPIRICA PARA WG3FD
C
ALPHAU=(UGS-UB*(1.-RS)+UT*(1.-RS))/UT
ALPHA FM=ALPHAU-(1.-RS)*LS/LU
RHOH2=1./(X2/RHOG+(1.-X2)/RHOL)
A1=PI*D1**2/4.
WG3FD=WG3FD*(1.-X2*W2/(RHOH2*A1*ALPHA FM*UT))
C
C VAZAO TOTAL DE GAS DESVIADA WG3
C
WG3=WG3S+WG3FE+WG3FD
C
FEX=WG3
C
RETURN
END
C
C *****
C * SUBROTINA QUE UTILIZA O MÉTODO DE NEWTON PARA O CÁLCULO DA RAIZ *
C *****
C
SUBROUTINE NEWTON1(PO,TOL,NO,P)
C
C ESTA SUBROTINA PROCURA UMA SOLUCAO F(X)=0 DADOS
C O INTERVALO [A,B] ONDE F(X) É CONTINUA
C PO É UMA APROXIMACAO INICIAL
C TOL É A TOLERANCIA PARA O ERRO RELATIVO
C NO O NUMERO MÁXIMO PERMITIDO DE ITERACOES
C P RETORNA O VALOR DA RAIZ PROCURADA
C
INTEGER I,NO
REAL PO,TOL,DF,F,P
C
I=1
10 IF(I.GT.NO) GO TO 21
  DF=DF1(PO)
  F=F1(PO)
  P=PO-F/DF
C
C TESTE PARA O VALOR DO ERRO EM CADA ITERAÇÃO
C
C WRITE(*,40)I,P
C IF(ABS((P-PO)/PO).LT.TOL) GO TO 27
C
I=I+1
PO=P
GO TO 10
21 WRITE(*,12)
12 FORMAT(/' O METODO FALHOU APOS NO ITERACOES ')

```

```

40 FORMAT(I3,' ',F10.7)
C
27 RETURN
END
C
C *****
C *          FUNÇÃO QUE RETORNA O VALOR DE F(X)          *
C *****
C
REAL FUNCTION F1(X)
C
COMMON /PROP/ RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G
COMMON /GEOM3/ D1,D2,D3,L1D1,L2D2,L3D3,TETA,PHI
COMMON /FLAG/ IFLAG
COMMON /AREAS/ AG2,AG3,AL2,AL3,ADL,ADG
COMMON /DADOS/ X1,W1,DATA,ALPHA1
COMMON /ADESVIO/ HLD1,DLD3,DGD3
COMMON /VAR1/ VF,UT,UL,UB,RS,US
COMMON /PARAM/ NP,Z,HF,UF,UG,LF,LS
COMMON /REGIME/ KREG
COMMON /AUX/ I
COMMON /DESC3/ W3,X3
C
INTEGER IFLAG,NP,KREG,IAUX
REAL X,DATA,AL3,AL2,D1,X1,RHOL,RHOG,D3,DLD3,DGD3,W1,LS,Z(55),
* HF(55),UF(55),UG(55),RF,RLRG,LF,LU,RS,UL,DSL,FO,INTEG,
* PI,GAMMA,BETA,R,W3,X3,ADL,OMEGA,AL,WL3S,WL3FE,WL3FD
C
PI=2.*ASIN(1.)
LU=LS+LF
C
IF(IFLAG.EQ.1)THEN
DLD3=X
C
CALCULO DE WL3S
C
KREG=5
CALL GEOMTR( )
WL3S=RHOL*AL3*RS*UL*LS/LU
DSL=DLD3*D3
C
CALCULO DE WL3FE
C
DIFF=1.E5
DO 12 I=1,NP
IF((0.5-HF(I)/D1).GT.0..AND.(0.5-HF(I)/D1).LT.DIFF)THEN
IAUX=I
DIFF=(0.5-HF(I)/D1)
ENDIF
12 CONTINUE
C
FO=RHOL*AL3*RS*UL
INTEG=0.
KREG=1
DO 11 I=2,IAUX
DZ=Z(I)-Z(I-1)
DLD3=DSL/D3
HLD1=HF(I)/D1
CALL GEOMTR( )
R=HLD1
RF=(1./PI)*(PI-ACOS(2.*R-1.)+(2.*R-1.)*SQRT(1.-(2.*R-1.)**2))
F1=RHOL*ADL*RF*UF(I)
INTEG=INTEG+(F1+FO)*DZ/2.

```

```

      FO=F1
11  CONTINUE
      WL3FE=(1./LU)*INTEG
C
C  CALCULO DE WL3FD
C
      OMEGA=SQRT(D1**2/4.-(HF(IAUX)-D1/2. )**2)
      AL=OMEGA*HF(IAUX)+(1./2.)*OMEGA*(D1/2.-HF(IAUX))-
*      ATAN(OMEGA/(D1/2.-HF(IAUX)))*D1**2/8.
      FO=RHOL*AL*UF(IAUX)
C
      INTEG=0.
      DO 13 I=IAUX+1,NP
        DZ=Z(I)-Z(I-1)
        OMEGA=SQRT(D1**2/4.-(HF(I)-D1/2. )**2)
        AL=OMEGA*HF(I)+(1./2.)*OMEGA*(D1/2.-HF(I))-
*        ATAN(OMEGA/(D1/2.-HF(I)))*D1**2/8.
        F1=RHOL*AL*UF(I)
        INTEG=INTEG+(F1+FO)*DZ/2.
        FO=F1
13  CONTINUE

      WL3FD=(1./LU)*INTEG
C
      F1=DATA-(WL3S+WL3FE+WL3FD)/((1.-X1)*W1)
C
      ENDIF
C
      IF(IFLAG.EQ.2)THEN
        DGD3=X
        DLD3=DSL/D3
        RLRG=(DLD3/DGD3)*(1.+DLD3**(-2.))/(1.+DGD3**(-2.))
        BETA=ATAN((1./2.)*DLD3*(1.-DLD3**(-2.)))-
*        ATAN((1./2.)*DGD3*(1.-DGD3**(-2.)))
        GAMMA=ATAN(SIN(BETA)/(COS(BETA)-(RHOG/RHOL)*(UB/UL)**2*RLRG))
        F1=(UB/UL)-COS(GAMMA-BETA)/COS(GAMMA)
      ENDIF
C
      RETURN
      END
C
C *****
C *      FUNÇÃO QUE RETORNA O VALOR DA DERIVADA DE F(X)      *
C *****
C
      REAL FUNCTION DF1(X)
C
      REAL X,DELTA,F11,F21
C
      DELTA=1.E-6
      X=X+DELTA
      F11=F1(X)
      X=X-DELTA
      F21=F1(X)
      DF1=(F11-F21)/DELTA
C*
      RETURN
      END
C
C *****
C *      FUNÇÃO QUE CALCULA AS ÁREAS DE DESVIO      *
C *****
C

```

```

SUBROUTINE GEOMTR( )
C
C KREG = 1 ..... ESTRATIFICADO LISO
C KREG = 2 ..... ESTRATIFICADO ONDULADO
C KREG = 3 ..... ANULAR
C KREG = 4 ..... INTERMITENTE (PISTONADO OU BOLHAS ALONGADAS)
C KREG = 5 ..... BOLHAS DISPERSAS
C KREG = 6 ..... BOLHAS
C KREG = 10 .... NÃO DISPONÍVEL
C
COMMON /GEOM3/ D1,D2,D3,L1D1,L2D2,L3D3,TETA,PHI
COMMON /AREAS/ AG2,AG3,AL2,AL3,ADL,ADG
COMMON /REGIME/ KREG
COMMON /ADESVIO/ HLD1,DLD3,DGD3
C
INTEGER KREG
REAL PI,AP,D,HL,DL,DG,R,AL,AG,SI,A,AA,ADL,ADG,A1,A2,A3,
*      A4,A5,A6,AG2,AG3,AL2,AL3,DLD3,DGD3,HLD1
C
PI=2.*ASIN(1.)
D=D1*1.E3
AP=PI*D**2/4.
DL=DLD3*D3*1.E3
DG=DGD3*D3*1.E3
C
C ESCOAMENTO EM BOLHAS
C
IF(KREG.EQ.5.OR.KREG.EQ.6)THEN
R=DL/D
AL3=AS(R,D)
R=DG/D
AG3=AS(R,D)
AL2=AP-AL3
AG2=AP-AG3
ENDIF
C
C ESCOAMENTO ESTRATIFICADO
C
IF(KREG.EQ.1.OR.KREG.EQ.2)THEN
HL=HLD1*D
C
IF(HL.LE.D/2..AND.DG.LE.DL)THEN
R=HL/D
AL=AS(R,D)
AG=AP-AL
SI=D*SQRT(1.-(2.*R-1.)**2)
A=(1./2.)*(D-SI)
R=(1./2.)*(1.-SI/D)
AA=AS(R,D)
R=DL/D
ADL=AS(R,D)
R=DG/D
ADG=AS(R,D)
A4=(1./2.)*(ADL-AA-(D-2.*HL)*(DG-A))
A3=ADG-A4
A6=1./2.*(AP-ADL-AA-(D-2.*HL)*(D-DL-A))
A1=AP-ADL-A6
A2=AG-A1-A3
A5=AL-A4-A6
AG2=A1+A2
AG3=A3
AL2=A6
AL3=A4+A5

```



```

C      ENDIF

      IF (HL.GT.D/2..AND.DG.GT.DL) THEN
        R=HL/D
        AL=AS(R,D)
        AG=AP-AL
        SI=D*SQRT(1.-(2.*R-1.))**2)
        A=1./2.*(D-SI)
        R=1./2.*(1.-SI/D)
        AA=AS(R,D)
        R=DL/D
        ADL=AS(R,D)
        R=DG/D
        ADG=AS(R,D)
        A3=1./2.*(ADL-AA-(2.*HL-D)*(DL-A))
        A4=ADL-A3
        A1=1./2.*(AP-ADG-AA-(2.*HL-D)*(D-DG-A))
        A6=AP-ADG-A1
        A2=AG-A1-A3
        A5=AL-A4-A6
        AG2=A1
        AG3=A2+A3
        AL2=A5+A6
        AL3=A4
      ENDIF

C      IF (HL.LE.D/2..AND.DG.GT.DL) THEN
        R=HL/D
        AL=AS(R,D)
        AG=AP-AL
        SI=D*SQRT(1.-(2.*R-1.))**2)
        A=1./2.*(D-SI)
        R=1./2.*(1.-SI/D)
        AA=AS(R,D)
        R=DL/D
        ADL=AS(R,D)
        R=DG/D
        ADG=AS(R,D)
        A4=1./2.*(ADL-AA-(D-2.*HL)*(DL-A))
        A3=ADG-A4
        A6=1./2.*(AP-ADG-AA-(D-2.*HL)*(D-DG-A))
        A1=AP-ADG-A1
        A2=AG-A1-A3
        A5=AL-A4-A6
        AG2=A1
        AG3=A2+A3
        AL2=A6+A5
        AL3=A4
      ENDIF

C      IF (HL.GT.D/2..AND.DG.LE.DL) THEN
        R=HL/D
        AL=AS(R,D)
        AG=AP-AL
        SI=D*SQRT(1.-(2.*R-1.))**2)
        A=(1./2.)*(D-SI)
        R=A/D
        AA=AS(R,D)
        R=DL/D
        ADL=AS(R,D)
        R=DG/D
        ADG=AS(R,D)
        A3=(1./2.)*(ADG-AA-(2.*HL-D)*(DG-A))

```

```

A4=ADG-A3
A1=(1./2.)*(AP-ADL-AA-(2.*HL-D)*(D-DL-A))
A6=AP-ADL-A1
A2=AG-A1-A3
A5=AL-A4-A6
AG2=A1+A2
AG3=A3
AL2=A6
AL3=A4+A5
ENDIF
ENDIF
C
AL2=AL2/1.E6
AL3=AL3/1.E6
AG2=AG2/1.E6
AG3=AG3/1.E6
ADL=ADL/1.E6
ADG=ADG/1.E6
C
RETURN
END
C
C
C *****
C *          FUNÇÃO QUE CALCULA A ÁREA DO SEGUIMENTO CIRCULAR          *
C *****
C
REAL FUNCTION AS(R,D)
C
REAL PI,R,D
C
PI=2.*DASIN(1.)
AS=(D**2/4.)*(PI-DACOS(2.*R-1.)+(2.*R-1.)*SQRT(1.-(2.*R-1.）**2))
C
RETURN
END
C
C *****
C *                                FIM DO PROGRAMA                                *
C *****

```

## A.7.4 Programa computacional LINKSOL.FOR

```

C *****
C *          PROGRAMA COMPUTACIONAL - LINKSOL.FOR          *
C *      PARA CALCULO DA DISTRIBUICAO DE FRASES E QUEDA DE PRESSAO      *
C *      DO ESCOAMENTO PISTINADO EM RAMIFICACAO T COM RAMAIS HORIZONTAIS *
C *          AUTOR: EMERSON DOS REIS (DEZEMBRO DE 2001)          *
C *      DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E DE FLUIDOS - DETF          *
C *          FACULDADE DE ENGENHARIA MECANICA - FEM              *
C *          UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS - UNICAMP          *
C *****
C
C      INCLUSAO DOS SUB-PROGRAMAS PARA:
C
C      1. CALCULO DA DISTRIBUICAO DOS COMPRIMENTOS DOS PISTOES EM X = XL
C          (LENGSOL.FOR)
C
C      INCLUDE 'LENGSOL.FOR'
C
C      2. CALCULO DOS PARAMENTROS DO ESCOAMENTO PISTONADO (SLUGSOL.FOR)
C
C      INCLUDE 'SLUGSOL.FOR'
C
C
C      3. CALCULO DA DISTRIBUICAO DE FASES E QUEDA DE PRESSAO NA JUNCAO T
C          (TEESOL.FOR)
C
C      INCLUDE 'TEESOL.FOR'
C
C      4. DETERMINACAO DO PADRAO DE ESCOAMENTO NOS RAMAIS LATERAL E
C          PRINCIPAL (PATSOL.FOR)
C
C      INCLUDE 'PATSOL.FOR'
C
C *****
C *          PROGRAMA PRINCIPAL          *
C *****
C
C      PROGRAM LINKSOL
C
C      COMMON /INOUT/ IN,IO1,IO2,IO3,IO4
C      COMMON /PROP/ RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G
C      COMMON /GEOM1/ D,BETA,EPS,XL
C      COMMON /LSDT/ LSM,LSINT,NLS
C      COMMON /SVEL/ ULS,UGS
C      COMMON /VAR1/ VF,UT,UL,UB,RS,US
C      COMMON /GEOM3/ D1,D2,D3,L1D1,L2D2,L3D3,TETA,PHI
C      COMMON /FLAG/ IFLAG
C      COMMON /AREAS/ AG2,AG3,AL2,AL3,ADL,ADG
C      COMMON /REGIME/ KREG
C      COMMON /ADESVIO/ HLD1,DLD3,DGD3
C      COMMON /DADOS/ X1,W1,DATA,ALPHA1
C      COMMON /PARAM/ NP,Z,HF,UF,UG,LF,LS
C
C      INTEGER IN,IO1,IO2,IO3,IO4,NP,NFAM,NOFAM(50),KREG
C      REAL LSM,LSINT,NLS,LSMED(50),LS,Z(55),HF(55),UF(55),UG(55),
C *      LF,D,D1,UL,UB,RS,X1,W1,RHOL,RHOG,ALPHA1,AG2,AG3,AL2,AL3,
C *      LSMEAN,X(10)

```

```

C      ENDERECOS DOS ARQUIVOS DE LEITURA E IMPRESSAO
C
C      IN=5
C      IO1=6
C      IO2=7
C      IO3=8
C      IO4=9
C
C      ABERTURA DE ARQUIVOS
C
C      LEITURA DE DADOS
C
C      OPEN(IN,FILE='P13_40.DAT')
C
C      IMPRESSAO DOS DADOS DE DISTRIBUICAO DOS COMPRIMENTOS DOS PISTOES
C
C      OPEN(IO1,FILE='LENGSOL.DAT')
C
C      IMPRESSAO DOS DADOS DOS PARAMETROS DO ESCOAMENTO PISTONADO
C
C      OPEN(IO2,FILE='SLUGSOL.DAT')
C
C      IMPRESSAO DOS DADOS DE DISTRIBUICAO DE FASES E QUEDA DE PRESSAO
C      DO ESCOAMENTO ATRAVES DA JUNCAO T HORIZONTAL
C
C      OPEN(IO3,FILE='TEESOL.DAT')
C
C      IMPRESSAO DOS DADOS DE DISTRIBUICAO DE FASES E QUEDA DE PRESSAO
C      DO ESCOAMENTO PISTONADO ATRAVES DA JUNCAO T HORIZONTAL
C
C      OPEN(IO4,FILE='D13_40.DAT')
C
C
C      *****
C      *          CHAMADA DA SUBROTINA PARA LEITURA DE DADOS          *
C      *****
C
C      WRITE(*,*)'          LEITURA DE DADOS ..... '
C      CALL INPUT()
C      WRITE(*,*)'          .....CONCLUIDO!'
C      WRITE(*,*)
C
C
C      *****
C      *          CHAMADA DA SUBROTINA PARA CALCULO DA DISTRIBUICAO DO          *
C      *          COMPRIMENTO DOS PISTOE EM X=XL          *
C      *****
C
C      WRITE(*,*)'          CALCULO DOS COMPRIMENTOS DOS PISTOES ..... '
C      D=D1
C      CALL LENGDIS(LSMEAN,NFAM,NOFAM,LSMED)
C      WRITE(*,*)'          .....CONCLUIDO!'
C      WRITE(*,*)
C
C
C      *****
C      *          CHAMADA DA SUBROTINA PARA CALCULO DOS PARAMETROS DO          *
C      *          ESCOAMENTO PISTONADO PARA CADA VALOR DE LS (MEDIO)          *
C      *****
C
C      WRITE(*,*)'          CALCULO DOS PARM.DO ESCOAMENTO PISTONADO ..... '
C
C      LS=LSMEAN*D
C
C      CALL SLUGSOL()

```

```

C
LU=LF+LS
C
WRITE(*,*)' .....CONCLUIDO!'
WRITE(*,*)
C
*****
C
*      CHAMADA DA SUBROTINA PARA CALCULO DA DISTRIBUICAO DE      *
C
*      FASES E QUEDA DE PRESSAO NA JUNCAO T                      *
C
*****
C
WRITE(*,*)'      CALCULO DA DIST.DAS FASES E QUEDA DE PRESSAO ...'
C
KREG=1
CALL TEESOL(X)
C
WRITE(*,*)' .....CONCLUIDO!'
WRITE(*,*)
C
*****
C
*      CHAMADA DA SUBROTINA PARA IMPRESSAO DE RESULTADOS      *
C
*****
C
CALL PRINT(X)
C
STOP
END
C
*****
C
*      SUBROTINA DE LEITURA DE DADOS                          *
C
*****
C
SUBROUTINE INPUT()
C
COMMON /INOUT/ IN,IO1,IO2,IO3,IO4
COMMON /PROP/ RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G
COMMON /GEOM1/ D,BETA,EPS,XL
COMMON /GEOM3/ D1,D2,D3,L1D1,L2D2,L3D3,TETA,PHI
COMMON /DADOS/ X1,W1,DATA,ALPHA1
COMMON /LSDT/ LSM,LSINT,NLS
COMMON /SVEL/ ULS,UGS
C
INTEGER IN,IO4,NLS
REAL RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,D1,D2,D3,L1D1,L2D2,L3D3,TETA,BETA,
*      PHI,W1,X1,DATA,PI,EPS,XL,LSM,LSINT,UGS,ULS
C
PI=2.*ASIN(1.)
C
COEFICIENTE DE TENSÃO SUPERFICIAL = 72.8E-3 (AR E ÁGUA)
C
SIGMA=72.8E-3
C
ACELERACAO DA GRAVIDADE = 9.78 m/s2 (CAMPINAS)
C
G=9.78
C
WRITE(IO4,22)
READ(IN,*)T1,P1,PB
WRITE(IO4,23)T1,P1,PB
P1=PB*13.6*G+P1*1000.
C
DENSIDADES E VISCOSIDADES
C

```

```

        RHOL=DRHOL(T1)
        MIL=DMIL(T1)
        RHOG=DRHOG(P1,T1)
        MIG=DMIG(T1)
C
C      DADOS GEOMETRICOS
C
        WRITE(IO4,18)
        READ(IN,*)D1,D2,D3,L1D1,L2D2,L3D3,TETA,BETA,PHI,EPS,XL
        WRITE(IO4,8)
        WRITE(IO4,20)D1,D2,D3,L1D1,L2D2,L3D3,TETA,BETA,PHI,EPS,XL
C
C      CONVERSÃO DOS DIÂMETROS PARA O SISTEMA INTERNACIONAL DE UNIDADES
C
        D1=D1*1.E-3
        D2=D2*1.E-3
        D3=D3*1.E-3
        XL=XL*D1
C
C      CONDICOES DE ESCOAMENTO
C
        WRITE(IO4,19)
        READ(IN,*)UGS,ULS,DATA
        WRITE(IO4,21)
        WRITE(IO4,24)UGS,ULS,DATA
        W1=(PI*D1**2/4.)*(RHOG*UGS+RHOL*ULS)
        X1=(PI*D1**2/4.)*RHOG*UGS/W1
C
C      CARACTERISTICA DOS PISTOES NA ENTRADA DO TUBO
C
        WRITE(IO4,25)
        READ(IN,*)LSM,LSINT,NLS
        WRITE(IO4,26)LSM,LSINT,NLS
C
C      CONVERSÃO DOS DIÂMETROS PARA O SISTEMA INTERNACIONAL DE UNIDADES
C
        TETA=TETA*PI/180.
        BETA=BETA*PI/180.
        PHI=PHI*PI/180.
C
18 FORMAT(/' CARACTERÍSTICAS GEOMETRICAS DO PROBLEMA')
19 FORMAT(/' CARACTERÍSTICAS DO ESCOAMENTO')
    8 FORMAT(/' D1, D2, D3 [mm]    L1/D1, L2/D2, L3/D3 [-], TETA,',
      *      ' BETA, PHI [GRAUS], EPS [-] , XL/D1 [-]'/)
21 FORMAT(/' UGS1 [m/s] ,ULS1 [m/s], WL3/WL1 [-]'/)
22 FORMAT(/' CARACTERISTICAS DO AMBIENTE')
23 FORMAT(/' T1 =',F6.2,' [GRAUS CELSIUS]    P1 =',F10.4,' [kPa]    ',
      *      ' PRESSAO BAROMETRICA = ',F8.2/)
24 FORMAT(2F8.3,F12.5)
20 FORMAT(9F7.2,F10.5,F10.2)
25 FORMAT(/' LSM/D1 [-], LSINT/D1 [-], NLS'/)
26 FORMAT(2F7.2,I8)
C
        RETURN
        END
C
C      *****
C      *              SUBROTINA DE IMPRESSÃO DOS RESULTADOS              *
C      *****
C
        SUBROUTINE PRINT(X)
C
        COMMON /INOUT/ IN,IO1,IO2,IO3,IO4

```

```

COMMON /PROP/ RHOL,RHOG,MIL,MIG,SIGMA,G
COMMON /DADOS/ X1,W1,DATA,ALPHA1
COMMON /BLK5/ A1,A2,A3,A13,AW1,AW2,AW3,VOL1,VOL2,VOL3
COMMON /EQTS/ NE
COMMON /FCTOR/ FT

C
  INTEGER I,NE
  REAL X(10),F(10),W1,WL1,WG1,W2,WL2,WG2,W3,WL3,WG3,X1,X2,X3,
  *      FG,FL,X2X1,X3X1,FT

C
  W2=X(1)
  W3=X(2)
  X2=X(3)
  X3=X(4)
  DP12=X(5)*FT
  DP13=X(6)*FT

C
  WL1=(1.-X1)*W1
  WG1=X1*W1
  WL2=(1.-X2)*W2
  WG2=X2*W2
  WL3=(1.-X3)*W3
  WG3=X3*W3
  FG=WG3/WG1
  FL=WL3/WL1
  X2X1=X2/X1
  X3X1=X3/X1

C
  WRITE(IO4,82)
  WRITE(IO4,50)W1*3600.
  WRITE(IO4,51)WL1*3600.
  WRITE(IO4,64)WG1*3600.
  WRITE(IO4,70)X1
  WRITE(IO4,52)W2*3600.
  WRITE(IO4,53)WL2*3600.
  WRITE(IO4,54)WG2*3600.
  WRITE(IO4,71)X2
  WRITE(IO4,55)W3*3600.
  WRITE(IO4,56)WL3*3600.
  WRITE(IO4,57)WG3*3600.
  WRITE(IO4,72)X3
  WRITE(IO4,58)DP12/9.81
  WRITE(IO4,59)DP13/9.81
  WRITE(IO4,65)
  WRITE(IO4,61)X1,X2,X3
  WRITE(IO4,62)
  WRITE(IO4,61)FL,FG
  WRITE(IO4,60)
  WRITE(IO4,61)W2/W1,W3/W1
  WRITE(IO4,63)
  WRITE(IO4,61)X2/X1,X3/X1

C
  CALL FX(X,F)
  WRITE(IO4,80)
  DO 79 I=1,NE
    WRITE(IO4,81)I,F(I)
79  CONTINUE

C
50 FORMAT(' W1      = ',F12.7,' [kg/h]')
51 FORMAT(' WL1     = ',F12.7,' [kg/h]')
64 FORMAT(' WG1     = ',F12.7,' [kg/h]')
70 FORMAT(' X1      = ',F12.7,' [-]')

```

```

52 FORMAT(' W2      = ',F12.7,' [kg/h]')
53 FORMAT(' WL2     = ',F12.7,' [kg/h]')
54 FORMAT(' WG2     = ',F12.7,' [kg/h]')
71 FORMAT(' X2      = ',F12.7,' [-]')
55 FORMAT(' W3      = ',F12.7,' [kg/h]')
56 FORMAT(' WL3     = ',F12.7,' [kg/h]')
57 FORMAT(' WG3     = ',F12.7,' [kg/h]')
72 FORMAT(' X3      = ',F12.7,' [-]')
58 FORMAT(' DP12    = ',F12.5,' [mmca]')
59 FORMAT(' DP13    = ',F12.5,' [mmca]')
65 FORMAT('/' QUALIDADES EM 1, 2, 3'/)
61 FORMAT(3F10.5)
62 FORMAT('/' FRAÇÕES DE DESVIO DE LÍQUIDO E GAS WL3/WL1, WG3/WG1'/)
60 FORMAT('/' FRAÇÕES DE DESVIO TOTAIS W2/W1 E W3/W1'/)
63 FORMAT('/' RAZÕES ENTRE QUALIDADES X2/X1, X3/X1'/)
80 FORMAT('/' VERIFICAÇÃO '/')
81 FORMAT(' F(' ,I2,' )=' ,F15.12)
82 FORMAT('/' SOLUÇÃO '/')

C
    RETURN
    END

C
C *****
C *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DENSIDADE DO AR A T E P      *
C *      EQUACAO DE GAS IDEAL (R PARA AR IDEAL 22% O2 E 78% N2)      *
C *****
C
    REAL FUNCTION DRHOG(P,T)

C
    REAL T

C
    DRHOG=P/(287.9*(273.15+T))

C
    RETURN
    END

C
C *****
C *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA DENSIDADE DA AGUA A T      *
C *      TABELA DE LIQUIDO SATURADO                                *
C *****
C
    REAL FUNCTION DRHOL(T)

C
    REAL T

C
    DRHOL=1007.55366-0.39349*T

C
    RETURN
    END

C
C *****
C *      FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA VISCOSIDADE DINAMICA DO AR A T      *
C *      TABELA DE PROPRIEDADES DO AR - INCROPERA                    *
C *****
C
    REAL FUNCTION DMIG(T)

C
    REAL T

C
    DMIG=1.71084E-5+4.86E-8*T

C
    RETURN
    END

```



```

C
C *****
C * FUNCAO QUE RETORNA O VALOR DA VISCOSIDADE DINAMICA DA AGUA A T *
C * TABELA DE PROPRIEDADES DO LIQUIDO SATURADO - INCROPERA *
C *****
C
C REAL FUNCTION DMIL(T)
C
C REAL T
C
C DMIL=0.00158-3.42313E-5*T+2.69827E-7*T**2
C
C RETURN
C END
C
C *****
C * FIM DO PROGRAMA *
C *****

```

## A.8 Conjunto de Programas para Simulação do Conjunto de Eletrodos

### A.8.1 Geração do arquivo de entrada do programa gerador de malhas

#### EASYMESH.C (MDATA.FOR)

```
C *****
C *   PROGRAMA DE GERACAO DE DADOS DE ENTRADA DO GERADOR DE MALHAS   *
C *   DE ELEMENTOS TRIANGULARES DE TRES NOS: EASYMESH.C             *
C *   AUTOR: EMERSON DOS REIS (MAIO DE 2002)                         *
C *   DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E DE FLUIDOS - DETF         *
C *   FACULDADE DE ENGENHARIA MECANICA - FEM                       *
C *   UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS - UNICAMP                   *
C *****
C
C   PROGRAM MESHDATA
C
C   COMMON /INOUT/ IN,IO
C
C   LOGICAL POS,FLAG
C   INTEGER IN,IO,NBM(500),NP
C   REAL X(500),Y(500)
C
C   DEFINIÇÃO DOS PARÂMETROS DE ENTRADA E SAÍDA DE DADOS: IN, PARA ENTRADA
C   E IO, PARA SAÍDA
C
C   IN=5
C   IO=6
C
C   ABERTURA DOS ARQUIVOS DE ENTRADA E SAÍDA DE DADOS
C
C   OPEN(IN,FILE='MDATA.DAT')
C   OPEN(IO,FILE='MESHIN.D')
C
C   CHAMADA DA SUBROTINA DE LEITURA DE DADOS
C
C   CALL INPUT(POS)
C
C   CHAMADA DA SUBROTINA DE CALCULO DE X E Y PARA CADA NO
C
C   CALL INMESH(POS,NP,FLAG,NBM,X,Y)
C
C   CHAMADA DA SUBROTINA DE IMPRESSAO DE DADOS
C
C   CALL OUTDATA(NP,FLAG,NBM,X,Y)
C
C
C   STOP
C   END
C
C *****
C   SUBROTINA DE LEITURA DE DADOS *
C *****
C
C   SUBROUTINE INPUT(POS)
```

```

C      COMMON /INOUT/ IN,IO
C      COMMON /GEOMTR/ RB,RE,RI,HL,TETA
C      COMMON /PONTOS/ NRB,NREE,NREX,NRI
C
C      LOGICAL POS
C      INTEGER IN,IO,NRB,NREE,NRI
C      REAL RB,RE,RI,HL,TETA,PI
C
C      READ(IN,*)RB,RE,RI,HL,TETA
C
C      CONVERSAO DE DIAMENTROS EM RAIOS
C
C      RB=RB/2.
C      RE=RE/2.
C      RI=RI/2.
C
C      HL LIDO COMO HL/DI E OS RAIOS EM [mm]
C
C      HL=HL*2.*RI
C      READ(IN,*)NRB,NREE
C
C      POSICAO DOS ELETRODOS EM RELACAO A HORIZONTAL
C      .TRUE. = HORIZONTAL; .FALSE. = VERTICAL
C
C      READ(IN,*)POS
C
C      PI=2.*ASIN(1.)
C      TETA=TETA*PI/180.
C
C      RETURN
C      END
C
C*****
C      SUBROTINA DE LEITURA DE DADOS
C*****
C
C      SUBROUTINE INMESH(POS,NP,FLAG,NBM,X,Y)
C
C      COMMON /GEOMTR/ RB,RE,RI,HL,TETA
C      COMMON /PONTOS/ NRB,NREE,NREX,NRI
C
C      LOGICAL POS,FLAG
C      INTEGER NRB,NREE,NRI,I,NR,NREX,NBM(500)
C      REAL RB,RE,RI,HL,TETA,PI,XAUX(10,500),YAUX(10,500),GIRO,X(500),
C      *      Y(500),BETA,AUX
C
C      MARCADORES DAS CONDICAOES DE CONTORNO APLICADAS AOS NOS
C      1 = BLINDAGEM; 2 = ELETRODO; 3 = ELETRODO
C
C      PI=2.*ASIN(1.)
C
C      POSICAO DOS ELETRODOS
C
C      IF(POS.EQV..TRUE.)THEN
C          GIRO=-PI/2.
C      ELSE
C          GIRO=0.
C      ENDIF
C
C      CALCULO DAS COORDENADAS X E Y NO CONTORNO DA BLINDAGEM
C
C      NR=1

```

```

      ALPHAO=TETA/2.+GIRO
      DO 10 I=1,NRB
C
      ALPHA=(I-1)*2.*PI/NRB+ALPHAO
      XAUX(NR,I)=RB*COS(ALPHA)
      YAUX(NR,I)=RB*SIN(ALPHA)
C
10  CONTINUE
C
C      CALCULO DAS COORDENADAS X E Y NO CONTORNO JUNTO AOS ELETRODOS
C
C      LADO ESQUERDO
C
      NR=3
      GAMMAO=PI+TETA/2.+GIRO
      DO 11 I=1,NREE+1
C
      GAMMA=GAMMAO-(I-1)*TETA/NREE
      XAUX(NR,I)=RE*COS(GAMMA)
      YAUX(NR,I)=RE*SIN(GAMMA)
C
11  CONTINUE
C
C      LADO DIREITO
C
      NR=2
      GAMMAO=TETA/2.+GIRO
      DO 12 I=1,NREE+1
C
      GAMMA=GAMMAO-(I-1)*TETA/NREE
      XAUX(NR,I)=RE*COS(GAMMA)
      YAUX(NR,I)=RE*SIN(GAMMA)
C
12  CONTINUE
C
C      REGIAO ENTRE OS ELETRODOS
C
      NREX=INT((PI-TETA)*NREE/TETA)
C
      FLAG=.TRUE.
      IF(NREX.LE.1)FLAG=.FALSE.
C
      IF(FLAG.EQV..TRUE.)THEN
C
C      SUPERIOR
C
      NR=5
      PHIO=PI-TETA/2.+GIRO
C
      DO 13 I=2,NREX
      PHI=PHIO-(I-1)*(PI-TETA)/NREX
      XAUX(NR,I)=RE*COS(PHI)
      YAUX(NR,I)=RE*SIN(PHI)
C
13  CONTINUE
C
C      INFERIOR
C
      NR=4
      PHIO=-TETA/2.+GIRO
C
      DO 14 I=2,NREX
      PHI=PHIO-(I-1)*(PI-TETA)/NREX

```

```

      XAUX(NR,I)=RE*COS(PHI)
      YAUX(NR,I)=RE*SIN(PHI)
C
14  CONTINUE
C
      ENDIF
C
      REGIAO DO PERIMENTO INTERNO DO TUBO
C
      NR=6
      IF(HL/(2.*RI).EQ.0.5)THEN
        PSIO=ASIN(ABS(RI-HL)/RI)
      ELSE
        PSIO=ASIN(ABS(RI-HL)/RI)*(HL-RI)/ABS(HL-RI)
      ENDIF
C
      IF((HL/(2.*RI)).EQ.0..OR.(HL/(2.*RI)).EQ.1.)THEN
        NRI=NRB
C
        DO 25 I=1,NRI
C
          PSI=(I-1)*2.*PI/NRI+PSIO
          XAUX(NR,I)=RI*COS(PSI)
          YAUX(NR,I)=RI*SIN(PSI)
C
25  CONTINUE
C
      ELSE
C
        NRC=NRB
26  IF((2.*PI/NRC-2.*ACOS(ABS(RI-HL)/RI)).GT.0.)THEN
          NRC=NRC+1
          GOTO 26
        ENDIF
        I=0
        AUX=1.E5
24  I=I+1
        IF(HL/(2.*RI).EQ.0.5)THEN
          BETA=PI/I
        ELSE
          BETA=2.*ACOS(ABS(RI-HL)/RI)/I
        ENDIF
        WRITE(*,*)I,BETA*180./PI,2.*PI/NRC/BETA
        IF(ABS(1.-2.*PI/NRC/BETA).LT.AUX)THEN
          AUX=ABS(1.-2.*PI/NRC/BETA)
          BETAO=BETA
          GOTO 24
        ENDIF
        NRI=INT(2.*PI/BETAO)
        BETA=2.*PI-NRI*BETAO
        WRITE(*,*)' PASSEI 1 ',NRI,BETAO*180./PI,BETA*180./PI
C
        IF(BETA.EQ.0.)THEN
C
          DO 27 I=1,NRI
C
            PSI=(I-1)*BETAO+PSIO
            XAUX(NR,I)=RI*COS(PSI)
            YAUX(NR,I)=RI*SIN(PSI)
C
27  CONTINUE
      ELSE
        K=0

```

```

DO 15 I=1,NRI+1
C
    K=K+1
    IF(HL/(2.*RI).LT.0.5)THEN
        IF(I.EQ.2)THEN
            PSIO=PSIO+BETA
            PSI=PSIO
            K=K-1
        ELSE
            PSI=(K-1)*BETAO+PSIO
        ENDIF
    ELSE
        PSI=(K-1)*BETAO+PSIO
    ENDIF
C
    XAUX(NR,I)=RI*COS(PSI)
    YAUX(NR,I)=RI*SIN(PSI)
C
15    CONTINUE
    NRI=NRI+1
    ENDIF
ENDIF
C
RECONTAGEM DOS NOS
C
DO 16 I=1,NRB
    X(I)=XAUX(1,I)
    Y(I)=YAUX(1,I)
    NBM(I)=1
16 CONTINUE
    NP=NRB
C
DO 17 I=1,NREE+1
    NP=NP+1
    X(NP)=XAUX(2,I)
    Y(NP)=YAUX(2,I)
    NBM(NP)=2
17 CONTINUE
C
    IF(FLAG.EQV..FALSE.)GOTO 20
C
DO 18 I=2,NREX
    NP=NP+1
    X(NP)=XAUX(5,I)
    Y(NP)=YAUX(5,I)
    NBM(NP)=10
18 CONTINUE
C
20 DO 19 I=1,NREE+1
    NP=NP+1
    X(NP)=XAUX(3,I)
    Y(NP)=YAUX(3,I)
    NBM(NP)=3
19 CONTINUE
C
    IF(FLAG.EQV..FALSE.)GOTO 21
C
DO 22 I=2,NREX
    NP=NP+1
    X(NP)=XAUX(4,I)
    Y(NP)=YAUX(4,I)
    NBM(NP)=10
22 CONTINUE

```

```

C
21 DO 23 I=1,NRI
    NP=NP+1
    X(NP)=XAUX(6,I)
    Y(NP)=YAUX(6,I)
    NBM(NP)=10
23 CONTINUE
C
    RETURN
    END
C
C*****
C          SUBROTINA DE IMPRESSAO DE DADOS          *
C*****
C
C          SUBROUTINE OUTDATA(NP,FLAG,NBM,X,Y)
C
C          COMMON /INOUT/ IN,IO
C          COMMON /GEOMTR/ RB,RE,RI,HL,TETA
C          COMMON /PONTOS/ NRB,NREE,NREX,NRI
C
C          LOGICAL FLAG
C          INTEGER IN,IO,NRB,NREE,NREX,NRI,NP,NBM(500),NS,NJ
C          REAL RB,RE,RI,PI,X(500),Y(500),TOL,FACTOR,HL
C
C          PI=2.*ASIN(1.)
C          WRITE(IO,101)NP
C
C          IMPRESSAO DAS INFORMACOES DOS NOS
C
C          TAMANHO DO LADO DO TRIANGULO TS = 2.*PI*RAIO/(FACTOR-FLAC)
C
C          FACTOR=60.
C
C          TS=2.*PI*RB/FACTOR
C          DO 30 I=1,NRB
C              WRITE(IO,100)I-1,X(I),Y(I),TS,NBM(I)
30 CONTINUE
    NP=NRB
C
    TS=2.*PI*RE/FACTOR
    DO 31 I=1,NREE+1
        NP=NP+1
        IF(I.EQ.1.OR.I.EQ.(NREE+1))THEN
            WRITE(IO,100)NP-1,X(NP),Y(NP),TS/5.,NBM(NP)
        ELSE
            WRITE(IO,100)NP-1,X(NP),Y(NP),TS,NBM(NP)
        ENDIF
31 CONTINUE
C
    IF(FLAG.EQV..FALSE.)GOTO 32
C
    DO 33 I=2,NREX
        NP=NP+1
        WRITE(IO,100)NP-1,X(NP),Y(NP),TS,NBM(NP)
33 CONTINUE
C
32 DO 34 I=1,NREE+1
    NP=NP+1
    IF(I.EQ.1.OR.I.EQ.(NREE+1))THEN
        WRITE(IO,100)NP-1,X(NP),Y(NP),TS/5.,NBM(NP)
    ELSE
        WRITE(IO,100)NP-1,X(NP),Y(NP),TS,NBM(NP)

```

```

        ENDIF
34 CONTINUE
C
    IF (FLAG.EQV..FALSE.)GOTO 35
C
    DO 36 I=2,NREX
        NP=NP+1
        WRITE (IO,100)NP-1,X(NP),Y(NP),TS,NBM(NP)
36 CONTINUE
C
35 TS=2.*PI*RI/FACTOR
    DO 37 I=1,NRI
        NP=NP+1
        WRITE (IO,100)NP-1,X(NP),Y(NP),TS,NBM(NP)
37 CONTINUE
C
C    IMPRESSAO DAS INFORMACOES DOS LADOS
C    NUMERO DE LADOS = NUMERO DE PONTOS + 1 (INTERFACE)
C
    IF ((HL/(2.*RI)).NE.0..AND.(HL/(2.*RI)).NE.1.)THEN
        WRITE (IO,101)NP+1
    ELSE
        WRITE (IO,101)NP
    ENDIF
C
C    BLINDAGEM
C
    NBS=1
    DO 40 I=1,NRB-1
        WRITE (IO,102)I-1,I-1,I,NBS
40 CONTINUE
    WRITE (IO,102)NRB-1,NRB-1,0,NBS
    NP=NRB
C
C    ELETRODO 1
C
    NBS=2
    NJ=NP
    DO 41 I=1,NREE
        NP=NP+1
        WRITE (IO,102)NP-1,NP-1,NP,NBS
41 CONTINUE
C
    NBS=10
    IF (FLAG.EQV..FALSE.)THEN
        NP=NP+1
        WRITE (IO,102)NP-1,NP-1,NP,NBS
        GOTO 42
    ENDIF
C
    DO 43 I=2,NREX
        NP=NP+1
        WRITE (IO,102)NP-1,NP-1,NP,NBS
43 CONTINUE
C
C    ELETRODO 2
C
42 NBS=3
    DO 44 I=1,NREE
        NP=NP+1
        WRITE (IO,102)NP-1,NP-1,NP,NBS
44 CONTINUE
C

```



```

      NBS=10
      IF(FLAG.EQV..FALSE.)GOTO 45
C
      DO 46 I=1,NREX
        NP=NP+1
        WRITE(IO,102)NP-1,NP-1,NP,NBS
46 CONTINUE
C
45 WRITE(IO,102)NP,NP,NJ,NBS
C
      RAO INTERNO
C
      NBS=10
      TOL=1.E-3
      NP=NP+1
      NJ=NP
      DO 47 I=1,NRI-1
        NP=NP+1
        WRITE(IO,102)NP-1,NP-1,NP,NBS
        IF((HL/(2.*RI)).NE.0..AND.(HL/(2.*RI)).NE.1.)THEN
          IF(ABS(X(NJ+1)+X(NP)).LT.TOL.AND.
*          ABS(Y(NJ+1)-Y(NP)).LT.TOL)THEN
            NS=NP-1
          ENDIF
        ENDIF
47 CONTINUE
      WRITE(IO,102)NP,NP,NJ,NBS
C
      INTERFACE
C
      IF((HL/(2.*RI)).NE.0..AND.(HL/(2.*RI)).NE.1.)THEN
        WRITE(IO,102)NP+1,NS,NJ,NBS
      ENDIF
C
101 FORMAT(I3)
100 FORMAT(I3,':',1X,F6.2,3X,F6.2,2X,F5.3,1X,I2)
102 FORMAT(I3,':',1X,I3,1X,I3,1X,I2)
C
      RETURN
      END
C
C*****
C                                  FIM DO PROGRAMA
C*****

```

## A.8.2 Programa de geração do arquivo de entrada de FEM.FOR (SETDATA.FOR)

```

C *****
C *      PROGRAMA DE AJUSTE DE DADOS DE ENTRADA E APLICACAO DAS      *
C *      CONDICAOES DE CONTO RNO DO PROGRAMA FEM.FOR                *
C *      AUTOR: EMERSON DOS REIS (MAIO DE 2002)                      *
C *      DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E DE FLUIDOS - DETF       *
C *      FACULDADE DE ENGENHARIA MECANICA - FEM                     *
C *      UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS - UNICAMP                 *
C *****
C
C      PROGRAM SETDATA
C
C      COMMON /BLK1/ IN1,IN2,IN3,IN4,IO1,IO2
C      COMMON /BLK2/ X,Y
C      INTEGER IO1,IO2,NS,LNODE(15000),RNODE(15000),MARK(15000),NB,
C *      BMARK(10),BNODES(1000,10),NNODES(1000),IC1(10000),
C *      IC2(10000),IC3(10000),NCNODES,NODES(1000),IN1,IN2,IN3,
C *      IN4,NN,NNE,NC,NBEL(1000,2)
C      REAL X(6000),Y(6000),BCNODES(1000,10),EPS(10000),S(1000)
C
C      ABERTURA DOS ARQUIVOS DE ENTRADA E SAIDA DE DADOS
C
C      IN1=5
C      IN2=6
C      IN3=7
C      IN4=8
C      IO1=9
C      IO2=10
C      OPEN(IN1,FILE='MESHIN.N')
C      OPEN(IN2,FILE='MESHIN.E')
C      OPEN(IN3,FILE='MESHIN.S')
C      OPEN(IN4,FILE='DATA.DAT')
C      OPEN(IO1,FILE='INPUTNUM.DAT')
C      OPEN(IO2,FILE='CAPDATA.DAT')
C      OPEN(11,FILE='TESTE.DAT')
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA DE LEITURA DE DADOS
C
C      CALL INPUT(NN,NNE,IC1,IC2,IC3,NS,LNODE,RNODE,
C *      MARK,NB,BMARK,IES)
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA DE CONTAGEM E LOCALIZAÇÃO DOS NÓS
C
C      CALL NODELOC(NS,LNODE,RNODE,MARK,NB,BMARK,NNODES,BNODES,IES,
C *      NNE,IC1,IC2,IC3,NC,S,NBEL,EPS)
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA PARA APLICAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE CONTO RNO
C      ESSENCIAIS E PERMISSIVIDADE DOS MATERIAIS NOS ELEMENTOS
C
C      CALL BOUNDCOND(BMARK,NNODES,BNODES,NCNODES,NODES,BCNODES)
C
C      CHAMADA DA SUBROTINA DE IMPRESSÃO DOS RESULTADOS
C
C      CALL OUTPUT(NN,NNE,IC1,IC2,IC3,NCNODES,NODES,BCNODES,EPS,NC,S,
C *      NBEL)

```

```

C      STOP
C      END
C
C*****
C      SUBROTINA DE LEITURA DE DADOS      *
C*****
C
C      SUBROUTINE INPUT(NN,NNE,IC1,IC2,IC3,NS,LNODE,RNODE,MARK,
C      *                      NB,BMARK,IES)
C
C      COMMON /BLK1/ IN1,IN2,IN3,IN4,IO1,IO2
C      COMMON /BLK2/ X,Y
C      COMMON /BLK3/ RB,RE,RI,HL
C      COMMON /BLK4/ POT1,POT2,POT3
C      COMMON /BLK5/ EPSAG,EPSAR,EPSAC
C
C      INTEGER I,IN1,IN2,IN3,NS,NB,LNODE(15000),RNODE(15000),
C      *          MARK(15000),BMARK(10),IC1(10000),IC2(10000),IC3(10000),
C      *          IES
C      REAL X(6000),Y(6000),RB,RE,RI,HL,POT1,POT2,POT3,EPSAG,EPSAR,
C      *          EPSAC
C
C      LEITURA DO NUMERO ELEMENTOS, NÓS E RESPECTIVAS COORDENADAS (X,Y)
C
C      READ(IN1,*)NN
C      READ(IN1,*)(I,X(J),Y(J),J=1,NN)
C
C      LEITURA DO NUMERO DOS ELEMENTOS E DA CONECTIVIDADE
C
C      READ(IN2,*)NNE
C      DO 41 J=1,NNE
C          READ(IN2,*)I,IC1(J),IC2(J),IC3(J)
C          IC1(J)=IC1(J)+1
C          IC2(J)=IC2(J)+1
C          IC3(J)=IC3(J)+1
C      41 CONTINUE
C
C      LEITURA DO NUMERO DE TOTAL DE LADOS DOS TRIÂNGULOS E MARCADORES
C      (DADOS NECESSÁRIOS PARA DETERMINAÇÃO DOS NÓS DO CONTORNO)
C
C      READ(IN3,*)NS
C      DO 40 I=1,NS
C          READ(IN3,*)LNODE(I),RNODE(I),MARK(I)
C          LNODE(I)=LNODE(I)+1
C          RNODE(I)=RNODE(I)+1
C      40 CONTINUE
C
C      LEITURA DOS RAIOS RB (BLINDAGEM), RE (EXTERNO DO TUBO), RI
C      (INTERNO) E ALTURA DE LIQUIDO HL - NO ARQUIVO COMO DIAMENTROS
C
C      READ(IN4,*)RB,RE,RI,HL
C
C      HL=HL*RI
C      RI=RI/2.
C      RE=RE/2.
C      RB=RB/2.
C
C      DEFINICAO DOS MARCADORES DOS CONTORNOS (ESCOLHIDOS PELO USUÁRIO)
C
C      1 = BLINDAGEM
C      2 = ELETRODO 1
C      3 = ELETRODO 2

```

```

C      NB=3
C      BMARK(1)=1
C      BMARK(2)=2
C      BMARK(3)=3
C
C      LEITURA DOS POTENCIAIS
C
C      READ(IN4,*)POT1,POT2,POT3
C
C      IDENTIFICACAO DO ELETRODO SENSOR
C
C      IF(POT2.GT.POT3)THEN
C          IES=3
C      ELSE
C          IES=2
C      ENDIF
C
C      LEITURA DAS PERMISSIVIDADES DIELETRICAS DOS MATERIAIS
C
C      READ(IN4,*)EPSAG,EPSAR,EPSAC
C
C      RETURN
C      END
C
C*****
C      SUBROTINA DE CONTAGEM E LOCALIZAÇÃO DOS NÓS DO CONTORNO      *
C      E DETERMINACAO DAS PERMISSIVIDADES NOS ELEMENTOS
C*****
C
C      SUBROUTINE NODELOC(NS,LNODE,RNODE,MARK,NB,BMARK,NNODES,BNODES,
C      *          IES,NNE,IC1,IC2,IC3,NC,S,NBEL,EPS)
C
C      COMMON /BLK2/ X,Y
C      COMMON /BLK3/ RB,RE,RI,HL
C
C      INTEGER I,J,K,NS,NB,LNODE(15000),RNODE(15000),MARK(15000),
C      *      BMARK(10),BNODES(1000,200),BMK,MK,NNODES(1000),IES,
C      *      NAUX(1000),IC1(10000),IC2(10000),IC3(10000),NBS(1000),
C      *      NBEL(1000,2)
C
C      REAL RB,RE,RI,HL,X(6000),Y(6000),S(1000),EPS(10000)
C
C      DO 40 I=1,NB
C          BMK=BMARK(I)
C          NNODES(BMK)=0
C          DO 45 J=1,NS
C              MK=MARK(J)
C              IF(MK.EQ.BMK)THEN
C
C                  IF(NNODES(BMK).EQ.0)THEN
C                      BNODES(1,BMK)=LNODE(J)
C                      BNODES(2,BMK)=RNODE(J)
C                      NNODES(BMK)=2
C                      GO TO 45
C                  ENDIF
C
C                  K=1
C1000      IF(K.LE.NNODES(BMK))THEN
C                  IF(BNODES(K,BMK).EQ.LNODE(J))THEN
C                      GO TO 55
C                  ENDIF
C                  K=K+1

```

```

        GO TO 50
    ENDIF
C
    NNODES(BMK)=NNODES(BMK)+1
    BNODES(NNODES(BMK),BMK)=LNODE(J)
C
55    K=1
60    IF(K.LE.NNODES(BMK)) THEN
        IF(BNODES(K,BMK).EQ.RNODE(J)) THEN
            GO TO 65
        ENDIF
        K=K+1
        GO TO 60
    ENDIF
C
    NNODES(BMK)=NNODES(BMK)+1
    BNODES(NNODES(BMK),BMK)=RNODE(J)
65    CONTINUE
C
    ENDIF
45    CONTINUE
40    CONTINUE
C
    CALCULO DAS VARIAVEIS UTILIZADAS NO CALCULO DA CAPACITANCIA
C
    ORDENACAO DOS NOS PERTENCENTES AO ELETRODO SENSOR
C
    DO 70 I=1,NNODES(IES)
        NAUX(I)=BNODES(I,IES)
70    CONTINUE
    NN=NNODES(IES)
C
    K=0
71    CONTINUE
        ALPHAMIN=1.E5
        DO 72 I=1,NN
            NP=NAUX(I)
            ALPHA=ATAN(Y(NP)/X(NP))
            IF(ALPHA.LT.ALPHAMIN) THEN
                NPMIN=NP
                ALPHAMIN=ALPHA
                IS=I
            ENDIF
72    CONTINUE
        K=K+1
        NBS(K)=NPMIN
        NN=NN-1
        DO 73 I=IS,NN
            NAUX(I)=NAUX(I+1)
73    CONTINUE
        IF(K.LT.NNODES(IES)) GOTO 71
C
    CALCULO DO COMPRIMENTO DOS SEGUIMENTOS
C
    DO 76 I=1,NNODES(IES)-1
        NO1=NBS(I)
        NO2=NBS(I+1)
        S(I)=SQRT((X(NO1)-X(NO2))**2+(Y(NO1)-Y(NO2))**2)
76    CONTINUE
C
    WRITE(*,*)' PASSEI 101',NNODES(IES)
    DO 81 I=1,NNODES(IES)
        WRITE(11,*)X(NBS(I)),Y(NBS(I))

```

```

81 CONTINUE
STOP
C
C LOCALIZACAO DOS ELEMENTOS COM LADOS JUNTO AO ELETRODO SENSOR
C
DO 75 I=1,NNODES(IES)-1
K=0
J=0
WRITE(*,*)I,NNODES(IES)-1
74 CONTINUE
J=J+1
IF(IC1(J).EQ.NBS(I).OR.IC2(J).EQ.NBS(I).OR.
* IC3(J).EQ.NBS(I))THEN
IF(IC1(J).EQ.NBS(I+1).OR.IC2(J).EQ.NBS(I+1).OR.
* IC3(J).EQ.NBS(I+1))THEN
K=K+1
C WRITE(11,*)I,K,J,NBS(I),NBS(I+1)
NBEL(I,K)=J
IF(K.EQ.2)GOTO 75
ENDIF
ENDIF
GOTO 74
75 CONTINUE
WRITE(*,*)' PASSEI 100'
C
C VERIFICACAO SE O ELEMENTO PERTENCE AO LADO EXTERNO OU INTERNO
C JUNTO AO ELETRODO SENSOR
C
DO 77 I=1,NNODES(IES)-1
NEL=NBEL(I,1)
NO1=IC1(NEL)
NO2=IC2(NEL)
NO3=IC3(NEL)
XM=(1./3.)*(X(NO1)+X(NO2)+X(NO3))
YM=(1./3.)*(Y(NO1)+Y(NO2)+Y(NO3))
DM=SQRT(XM**2+YM**2)
IF(DM.GT.RE)THEN
NP=NBEL(I,2)
NBEL(I,2)=NBEL(I,1)
NBEL(I,1)=NP
ENDIF
77 CONTINUE
C
C DETERMINACAO DAS PERMISSIVIDADES DIELETRICAS NOS ELEMENTOS
C
DO 35 NEL=1,NNE
NO1=IC1(NEL)
NO2=IC2(NEL)
NO3=IC3(NEL)
XM=(1./3.)*(X(NO1)+X(NO2)+X(NO3))
YM=(1./3.)*(Y(NO1)+Y(NO2)+Y(NO3))
DM=SQRT(XM**2+YM**2)
IF(DM.LT.RI)THEN
IF((HL-RI).GT.YM)THEN
EPS(NEL)=AMAT(1)
ELSE
EPS(NEL)=AMAT(2)
ENDIF
ELSE
IF(RI.LT.DM.AND.DM.LT.RE)THEN
EPS(NEL)=AMAT(3)
ELSE
IF(DM.GT.RE)EPS(NEL)=AMAT(2)

```

```

        ENDIF
    ENDIF
35 CONTINUE
    DO 78 I=1,NNODES(IES)-1
        WRITE(11,79)NBS(I),NBS(I+1),NBEL(I,1),NBEL(I,2),
        *           EPS(NBEL(I,1)),EPS(NBEL(I,2))
78 CONTINUE
79 FORMAT(4I7,2F9.2)
C
    NC=NNODES(IES)-1
C
    RETURN
    END
C
C*****
C SUBROTINA PARA APLICAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO ESSENCIAIS *
C*****
C
    SUBROUTINE BOUNDCOND(BMARK,NNODES,BNODES,NCNODES,NODES,BCNODES)
C
    COMMON /BLK3/ RB,RE,RI,HL
C
    INTEGER J,NNODES(1000),BMARK(1000),BNODES(1000,10),NCNODES,
    *       NODES(1000)
    REAL BCNODES(1000)
C
    NCNODES=0
C
C APLICACAO DA CONDICAO DE CONTORNO À BLINDAGEM (MARK = 1)
C
    DO 32 J=1,NNODES(1)
        NCNODES=NCNODES+1
        NODES(NCNODES)=BNODES(J,BMARK(1))
        BCNODES(NCNODES)=BCOND1( )
32 CONTINUE
C
C APLICACAO DA CONDICAO DE CONTORNO AO ELETRODO 1 (MARK = 2)
C
    DO 33 J=1,NNODES(2)
        NCNODES=NCNODES+1
        NODES(NCNODES)=BNODES(J,BMARK(2))
        BCNODES(NCNODES)=BCOND2( )
33 CONTINUE
C
C APLICACAO DA CONDICAO DE CONTORNO AO ELETRODO 2 (MARK = 3)
C
    DO 34 J=1,NNODES(3)
        NCNODES=NCNODES+1
        NODES(NCNODES)=BNODES(J,BMARK(3))
        BCNODES(NCNODES)=BCOND3( )
34 CONTINUE
C
    RETURN
    END
C
C*****
C SUBROTINA PARA IMPRESSÃO DOS RESULTADOS *
C*****
C
    SUBROUTINE OUTPUT(NN,NNE,IC1,IC2,IC3,NCNODES,NODES,BCNODES,EPS,
    *               NC,S,NBEL)
C
    COMMON /BLK1/ IN1,IN2,IN3,IN4,IO1,IO2

```

```

COMMON /BLK2/ X,Y
INTEGER I,IN1,IN2,IN3,IO1,IO2,NN,NNE,NODES(1000),IC1(10000),
*      IC2(10000),IC3(10000),NC,NBEL(1000,2)
REAL X(6000),Y(6000),BCNODES(1000),EPS(10000),S(1000)

C
WRITE(IO1,82)NN,NNE,NCNODES
WRITE(IO2,86)NC,BCOND2(),BCOND3()
WRITE(IO1,83)(I,X(I),Y(I),I=1,NN)
WRITE(IO1,84)(I,IC1(I),IC2(I),IC3(I),I=1,NNE)
WRITE(IO1,85)(I,EPS(I),I=1,NNE)
WRITE(IO1,85)(NODES(I),BCNODES(I),I=1,NCNODES)

C
WRITE(IO2,88)(NBEL(I,1),NBEL(I,2),S(I),I=1,NC)

C
86 FORMAT(I4,2F8.2)
87 FORMAT(I4,2F10.5)
83 FORMAT(I4,F14.5,F10.5)
82 FORMAT(I4,I11,I9)
84 FORMAT(I4,3I10)
85 FORMAT(I4,F11.5)
88 FORMAT(2I6,F10.4)

C
RETURN
END

C
C*****
C  FUNÇÃO DE APLICAÇÃO DA CONDIÇÃO DE CONTORNO 1 - BLINDAGEM      *
C*****
C
REAL FUNCTION BCOND1()

C
COMMON /BLK4/ POT1,POT2,POT3

C
REAL POT1

C
POTENCIAL = POT1

C
BCOND1=POT1

C
RETURN
END

C
C*****
C  FUNÇÃO DE APLICAÇÃO DA CONDIÇÃO DE CONTORNO 2 - ELETRODO 1    *
C*****
C
REAL FUNCTION BCOND2()

C
COMMON /BLK4/ POT1,POT2,POT3

C
REAL POT2

C
POTENCIAL = POT2

C
BCOND2=POT2

C
RETURN
END

C
C*****
C  FUNÇÃO DE APLICAÇÃO DA CONDIÇÃO DE CONTORNO 3 - ELETRODO 2    *
C*****
C

```



```

      REAL FUNCTION BCOND3( )
C
      COMMON /BLK4/ POT1,POT2,POT3
C
      REAL POT3
C
      POTENCIAL = POT3
C
      BCOND3=POT3
C
      RETURN
      END
C
C*****
C      FUNÇÃO DE APLICAÇÃO DA CONDIÇÃO DE CONTORNO 3 - ELETRODO 2      *
C*****
C
      REAL FUNCTION AMAT( I )
C
      COMMON /BLK5/ EPSAG,EPSAR,EPSAC
C
      REAL EPSAG,EPSAR,EPSAC
C
      PERMISSIVIDADES DOS MATERIAIS
C
      IF( I.EQ.1)AMAT=EPSAG
      IF( I.EQ.2)AMAT=EPSAR
      IF( I.EQ.3)AMAT=EPSAC
C
      RETURN
      END
C
C*****
C                                  FIM DO PROGRAMA                      *
C*****

```

## A.8.3 Programa de MEF para solução da equação de Laplace (FEM.FOR)

```

C *****
C *   PROGRAMA FEM.FOR DE SOLUÇÃO DA EQUAÇÃO DE LAPLACE UTILIZANDO   *
C *   O METODO DOS ELEMENTOS FINITOS COM ELEMENTOS TRIANGULARES DE   *
C *   TRES NOS.                                                         *
C *   AUTOR: EMERSON DOS REIS (JUNHO DE 2002)                         *
C *   DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E DE FLUIDOS - DETF           *
C *   FACULDADE DE ENGENHARIA MECANICA - FEM                           *
C *   UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS - UNICAMP                     *
C *****
C
C   PROGRAM FEM
C
C   COMMON NN,NE,NLN,NBN,NDF,NNE,N,MS,IN,IN2,IO,IS
C   DIMENSION X(5000),Y(5000),KON(30000),PROP(30000),IB(2000),
C *       TK(5000,5000),AL(5000),RENO(5000),ELST(3,3),
C *       V(5000),EPS(10000),DERIV(20000),S(1000),NBEL1(1000),
C *       NBEL2(1000)
C
C   INICIALIZAÇÃO DOS PARÂMETROS DO PROGRAMA
C
C   MNN   = NÚMERO MÁXIMO DE NÓS PERMITIDOS
C   MNE   = NÚMERO MÁXIMO DE ELEMENTOS PERMITIDO
C   MNB   = NÚMERO MÁXIMO DE NÓS NO CONTORNO PERMITIDO
C   NRMX  = NÚMERO MÁXIMO DE LINHAS DA MATRIZ GLOBAL DO PROBLEMA
C   NCMX  = NÚMERO MÁXIMO DE COLUNAS DA MATRIZ GLOBAL DO PROBLEMA
C           OU LARGURA MÁXIMA DE BANDA PERMITIDA
C   NDF   = NÚMERO DE GRAUS DE LIBERDADE POR NÓ
C   NNE   = NÚMERO DE NÓS POR ELEMENTO
C   NDFEL = NÚMERO TOTAL DE GRAUS DE LIBERDADE PARA CADA ELEMENTO
C
C   MNN=5000
C   MNE=10000
C   MNB=1000
C   NRMX=6000
C   NCMX=1000
C   NDF=1
C   NNE=3
C   NDFEL=NDF*NNE
C
C   DEFINIÇÃO DOS PARÂMETROS DE ENTRADA E SAÍDA DE DADOS: IN, PARA ENTRADA
C   E IO, PARA SAÍDA
C
C   IN=5
C   IN2=6
C   IO=7
C   IS=8
C
C   ABERTURA DOS ARQUIVOS DE ENTRADA E SAÍDA DE DADOS
C
C   OPEN(IN,FILE='INPUTNUM.DAT')
C   OPEN(IN2,FILE='CAPDATA.DAT')
C   OPEN(IO,FILE='OUTFEM.DAT')
C   OPEN(IS,FILE='OUTNUM.DAT')
C

```

```

C      ENTRADA DE DADOS
C
C      CALL INPUT(X,Y,KON,EPS,PROP,AL,IB,RENO,NC,NBEL1,NBEL2,S,V1,V2)
C
C      CHECAGEM DOS LIMITES
C
C      IF(MNN-NN)1,2,2
1    WRITE(*,101)
101  FORMAT(/' **** MUITOS NÓS **** '/')
      GO TO 999
2    IF(MNE-NE)3,4,4
3    WRITE(*,103)
103  FORMAT(/' **** MUITOS ELEMENTOS **** '/')
      GO TO 999
4    IF(MNB-NBN)5,6,6
5    WRITE(*,105)
105  FORMAT(/' **** MUITOS NÓS NO CONTORNO **** '/')
      GO TO 999
C
C      MONTAGEM DA MATRIZ GLOBAL DO PROBLEMA
C
C      6 CALL ASSEM(X,Y,KON,EPS,PROP,TK,ELST,AL,NRMX,NCMX,NDFEL)
C
C      CHECAGEM DE CONDIÇÕES DE ERRO
C
C      IF(MS)7,7,8
7    WRITE(IO,107)
107  FORMAT(/' **** ERROS DETECTADOS NA ANÁLISE PRÉVIA **** '/')
      GO TO 999
C
C      INTRODUÇÃO DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO
C
C      8 CALL BOUND(TK,AL,RENO,IB,NRMX,NCMX)
C
C      SOLUÇÃO DO SISTEMA DE EQUAÇÕES
C
C      CALL SLBSI(TK,AL,V,N,MS,NRMX,NCMX)
C
C      CHECAGEM DE CONDIÇÕES DE ERRO
C
C      IF(MS)7,9,9
C
C      CÁLCULO DE RESULTADOS SECUNDÁRIOS
C
C      9 CONTINUE
      CALL RESUL(EPS,KON,DERIV,X,Y,AL,NC,S,NBEL1,NBEL2,V1,V2,CAP)
C
C      SAÍDA
C
C      CALL OUTPT(X,Y,AL,DERIV,CAP)
C
999  STOP
      END
C
C*****
C      SUBROTINA PARA ENTRADA DE DADOS      *
C*****
C
C      SUBROUTINE INPUT(X,Y,KON,EPS,PROP,AL,IB,RENO,NC,NBEL1,NBEL2,S,
*      V1,V2)
C
C      COMMON NN,NE,NLN,NBN,NDF,NNE,N,MS,IN,IN2,IO
      DIMENSION X(1),Y(1),KON(1),PROP(1),AL(1),IB(1),EPS(1),

```

```

C      *          RENO(1),W(3),IC(3),S(1),NBEL1(1),NBEL2(1)
C
C      W  =  VETOR AUXILIAR UTILIZADO PARA ARMAZENAR TEMPORARIAMENTE OS
C      FLUXOS NOS LADOS DOS ELEMENTOS
C      IC =  MATRIZ AUXILIAR PARA ARMAZENAR TEMPORARIAMENTE A CONECTIVI-
C      DADE DE UM ELEMENTO
C
C      LEITURA DOS PARÂMETROS BÁSICOS
C
C      NN  =  NÚMERO DE NÓS
C      NE  =  NÚMERO DE ELEMENTOS
C      NBN =  NÚMERO DE NÓS NO CONTORNO
C
C      WRITE(IO,20)
20  FORMAT(' ',79('*'))
C      READ(IN,1)  NN,NE,NBN
C      WRITE(IO,21)  NN,NE,NBN
21  FORMAT(// ' DADOS INTERNOS ' // ' NUMERO DE NÓS          : ',I5/
* ' NUMERO DE ELEMENTOS          : ',I5/
* ' NUMERO DE NÓS NO CONTORNO : ',I5/
* ' COORDENADAS NODAIS  '/7X,'NÓ',6X,'X',9X,'Y')
1  FORMAT(I4,I11,I9)
C
C      LEITURA DAS COORDENADAS NODAIS NAS MATRIZES X E Y
C
C      READ(IN,2) (I,X(I),Y(I),J=1,NN)
C      WRITE(IO,2) (I,X(I),Y(I),I=1,NN)
2  FORMAT(I4,F14.5,F10.5)
C
C      LEITURA DA CONECTIVIDADE DOS ELEMENTOS NA MATRIZ KON
C      E FLUXOS NOS LADOS DE CADA ELEMENTO
C
C      WRITE(IO,22)
22  FORMAT(' CONECTIVIDADE DOS ELEMENTOS E FLUXOS'/4X,'ELEMENTO',16X,
* 'NÓS',15X,'QN1',7X,'QN2',7X,'QN3')
C      DO 3 J=1,NE
C      READ(IN,4) I,IC(1),IC(2),IC(3),W(1),W(2),W(3)
C      WRITE(IO,34) I,IC(1),IC(2),IC(3),W(1),W(2),W(3)
C      N1=NNE*(I-1)
C      PROP(N1+1)=W(1)
C      PROP(N1+2)=W(2)
C      PROP(N1+3)=W(3)
C      KON(N1+1)=IC(1)
C      KON(N1+2)=IC(2)
3  KON(N1+3)=IC(3)
4  FORMAT(I4,3I10,3F10.4)
34  FORMAT(4I10,3F10.3)
C
C      CÁLCULO DE N, O NÚMERO ATUAL DE INCÓGNITAS
C      E INICIALIZAÇÃO DA MATRIZ AL
C
C      N=NN*NDF
C      DO 5 I=1,N
5  AL(I)=0.
C
C      CÁLCULO DA MEIA LARGURA DE BANDA DA MATRIZ
C
C      CALL BAND(NE,NDF,NNE,MS,IO,KON)
C
C      LEITURA DOS VALORES DAS PERMISSIVIDADES NOS NÓS NA MATRIZ EPS
C
C      WRITE(IO,12)
12  FORMAT(' VALORES DE PERMISSIVIDADE NOS ELEMENTOS')

```

```

        WRITE(IO,11)
11  FORMAT(1X,'ELEMENTO',4X,'EPS')
    READ(IN,10) (I,EPS(J),J=1,NE)
    WRITE(IO,10) (J,EPS(J),J=1,NE)
10  FORMAT(I4,F14.5)
C
C    LEITURA DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO NOS NÓS DO CONTORNO
C    E ARMAZENAGEM DO VALORES PRESCRITOS NA MATRIZ RENO
C
    WRITE(IO,24)
24  FORMAT(/' DADOS DE CONDIÇÕES DE CONTORNO'/8X,'NÓ',3X,
*'VALORES PRESCRITOS')
    DO 7 I=1,NBN
        READ(IN,8) J,RNO(J)
        WRITE(IO,9) J,RNO(J)
        IB(2*I-1)=J
    7   IB(2*I)=0
    8  FORMAT(I4,F11.5)
    9  FORMAT(I10,10X,F10.4)
C
C    LEITURA DOS DADOS AUXILIARES PARA O CALCULO DA CAPACITANCIA
C
    READ(IN2,*)NC,V1,V2
    READ(IN2,*)(NBEL1(J),NBEL2(J),S(J),J=1,NC)
C
    RETURN
    END
C
C*****
C                CÁLCULO DA BANDA DA MATRIZ                *
C*****
C
    SUBROUTINE BAND(NE,NDF,NNE,MS,IO,KON)
C
    DIMENSION KON(1)
    N1=NNE-1
    MS=0
    DO 2 I=1,NE
        L1=NNE*(I-1)
        DO 2 J=1,N1
            L2=L1+J
            J1=J+1
            DO 2 K=J1,NNE
                L3=L1+K
                L=IABS(KON(L2)-KON(L3))
                IF(MS-L)1,2,2
    1      MS=L
    2      CONTINUE
    MS=NDF*(MS+1)
    WRITE(IO,3) MS
    3  FORMAT(/'---- A MEIA-LARGURA DA BANDA DA MATRIZ É IGUAL A',
*' I5'----'/)
C
    RETURN
    END
C
C*****
C    SUBROTINA PARA MONTAGEM DA MATRIZ GLOBAL DO PROBLEMA    *
C*****
C
    SUBROUTINE ASSEM(X,Y,KON,EPS,PROP,TK,ELST,AL,NRMX,NCMX,NDFEL)
C
    COMMON NN,NE,NLN,NBN,NDF,NNE,N,MS,IN,IN2,IO,IS,E

```

```

        DIMENSION X(1),Y(1),KON(1),TK(NRMX,NCMX),ELST(NDFEL,NDFEL),
        *PROP(1),AL(1),EPS(1)
C
C      INICIALIZAÇÃO DA MATRIZ
C
        DO 10 I=1,N
          DO 10 J=1,MS
10          TK(I,J)=0.
C
C      MONTAGEM DO SISTEMA DE EQUAÇÕES ELEMENTO POR ELEMENTO
C
C      STIFF IRÁ CALCULAR A MATRIZ DO ELEMENTO ATUAL NA MATRIZ ELST
C      ELASS IRÁ INSERIR MATRIZ DO ELEMENTO NA MATRIZ GLOAL DO
C      SISTEMA TK
C
        DO 20 NEL=1,NE
          CALL STIFF(NEL,X,Y,EPS,PROP,KON,ELST,AL,NDFEL)
20          CALL ELASS(NEL,KON,TK,ELST,NRMX,NCMX,NDFEL)
C
999 RETURN
      END
C
C*****
C      SUBROTINA PARA CÁLCULO DA EQUAÇÃO DA MATRIZ DO ELEMENTO      *
C*****
C
      SUBROUTINE STIFF(NEL,X,Y,EPS,PROP,KON,ELST,AL,NDFEL)
C
C      COMMON NN,NE,NLN,NBN,NDF,NNE,N,MS,IN,IN2,IO,IS
C      DIMENSION X(1),Y(1),KON(1),PROP(1),ELST(NDFEL,NDFEL),AL(1),
C      *      C2(3),C3(3),EPS(1)
C
C      NEL = NÚMERO DO ELEMENTO ATUAL
C      N1,N2,N3, = NÚMERO DO PRIMEIRO, SEGUNDO E TERCEIRO NÓ DO ELEMENTO
C      D1,D2,D3 = COMPRIMENTO DO PRIMEIRO, SEGUNDO E TERCEIRO LADO DO
C      ELEMENTO
C
      L=NNE*(NEL-1)+1
      N1=KON(L)
      N2=KON(L+1)
      N3=KON(L+2)
      D1=SQRT((X(N2)-X(N1))**2+(Y(N2)-Y(N1))**2)
      D2=SQRT((X(N3)-X(N2))**2+(Y(N3)-Y(N2))**2)
      D3=SQRT((X(N1)-X(N3))**2+(Y(N1)-Y(N3))**2)
C
C      CÁLCULO DA SEGUNDA LINHA (C2), E TERCEIRA LINHA (C3),
C      DA MATRIZ C
C
C      A = ÁREA DO ELEMENTO
C
      C2(1)=Y(N2)-Y(N3)
      C2(2)=Y(N3)-Y(N1)
      C2(3)=Y(N1)-Y(N2)
      C3(1)=X(N3)-X(N2)
      C3(2)=X(N1)-X(N3)
      C3(3)=X(N2)-X(N1)
      A=(C2(1)*C3(2)-C2(2)*C3(1))/2.
      DO 5 I=1,3
        C2(I)=C2(I)/2./A
5      C3(I)=C3(I)/2./A
C
C      CHECAGEM DE CONDIÇÕES DE ERRO
C

```

```

      IF(A)1,1,2
      1 WRITE(IO,101) NEL
101  FORMAT(/'*** ÁREA NEGATIVA OU NULA PARA O ELEMENTO :',I5,' ***'/)
      MS=0
      GO TO 999
C
C      CÁLCULO DA MATRIZ DO ELEMENTO
C
      2 DO 10 I=1,3
        DO 10 J=1,3
10    ELST(I,J)=A*(C2(I)*C2(J)+C3(I)*C3(J))*EPS(NEL)
C
C      CÁLCULO DO VETOR DO ELEMENTO
C
      K=NNE*(NEL-1)
      D1=D1*PROP(K+1)/2.
      D2=D2*PROP(K+2)/2.
      D3=D3*PROP(K+3)/2.
      AL(N1)=AL(N1)+D1+D3
      AL(N2)=AL(N2)+D1+D2
      AL(N3)=AL(N3)+D2+D3
C
      999 RETURN
      END
C
C*****
C      SUBROTINA PARA ARMAZENAR A MATRIZ DO ELEMENTO NEL NA MATRIZ      *
C      GLOBAL DO PROBLEMA                                              *
C*****
C
      SUBROUTINE ELASS(NEL,KON,TM,ELMAT,NRMX,NCMX,NDFEL)
C
      COMMON NN,NE,NLN,NBN,NDF,NNE,N,MS,IN,IN2,IO,IS,E,Q
      DIMENSION KON(1),TM(NRMX,NCMX),ELMAT(NDFEL,NDFEL)
C
C      NEL =  NÚMERO DO ELEMENTO ATUAL
C      N1  =  NÚMERO DO NÓ DE PARTIDA
C      N2  =  NÚMERO DO NÓ DE CHEGADA
C
      L1=NNE*(NEL-1)
      DO 50 I=1,NNE
        L2=L1+I
        N1=KON(L2)
        I1=NDF*(I-1)
        J1=NDF*(N1-1)
        DO 50 J=I,NNE
          L2=L1+J
          N2=KON(L2)
          I2=NDF*(J-1)
          J2=NDF*(N2-1)
          DO 50 K=1,NDF
            K1=1
            IF(N1-N2) 20,10,30
C
C      ARMAZENAGEM DA DIAGONAL EM UMA SUBMATRIZ
C
C      10      KI=K
C
C      ARMAZENAGEM DA MATRIZ 'OFF-DIAGONAL'
C
C      20      KR=J1+K
              IC=J2-KR+1
              K1=I1+K

```

```

          GO TO 40
C
C      ARMAZENAGEM DA TRANSPOSTA DA SUBMATRIZ 'OFF-DIAGONAL'
C
30      KR=J2+K
        IC=J1-KR+1
        K2=I2+K
40      DO 50 L=KI,NDF
        KC=IC+L
        IF(N1-N2)45,45,46
45      K2=I2+L
        GO TO 50
46      K1=I1+L
50      TM(KR,KC)=TM(KR,KC)+ELMAT(K1,K2)
C
        RETURN
        END
C
C*****
C      SUBROTINA PARA INTRODUÇÃO DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO      *
C*****
C
        SUBROUTINE BOUND(TK,AL,RENO,IB,NRMX,NCMX)
C
        COMMON NN,NE,NLN,NBN,NDF,NNE,N,MS,IN,IN2,IO,IS,E
        DIMENSION AL(1),IB(1),RENO(1),TK(NRMX,NCMX)
        DO 100 L=1,NBN
C
C      NO = NUMERO DO NÓ DE CONTORNO ATUAL
C
        L1=(NDF+1)*(L-1)+1
        NO=IB(L1)
        K1=NDF*(NO-1)
        DO 100 I=1,NDF
            L2=L1+I
            IF(IB(L2))100,10,100
C
C      ICÓGNITAS PRESCRITAS A SEREM CONSIDERADAS
C
C      FIXAÇÃO DO COEFICIENTE DA DIAGONAL DE TK IGUAL A 1
C      E NO LOCAL CORRESPONDENTE À ICÓGINTA PRESCRITA NA MATRIZ AL
C
10      KR=K1+I
        DO 50 J=2,MS
            KV=KR+J-1
            IF(N-KV) 30,20,20
C
C      MODIFICAÇÃO DA LINHA DE TK E ELEMENTOS CORRESPONDENTES EM AL
C
20      AL(KV)=AL(KV)-TK(KR,J)*RENO(KR)
        TK(KR,J)=0
30      KV=KR-J+1
        IF(KV)50,50,40
C
C      MODIFICAÇÃO DA COLUNA EM TK E ELEMENTO CORRESPONDENTE EM AL
C
40      AL(KV)=AL(KV)-TK(KV,J)*RENO(KR)
        TK(KV,J)=0.
50      CONTINUE
        TK(KR,1)=1.
        AL(KR)=RENO(KR)
100 CONTINUE
C

```



```

      RETURN
      END
C
C*****
C      SUBROTINA PARA SULUÇÃO DO SISTEMA LINEAR DE EQUAÇÕES      *
C*****
C
      SUBROUTINE SLBSI(A,B,D,N,MS,NX,MX)
C
C      SOLUÇÃO DE SISTEMAS LINEARES DE EQUAÇÕES
C      PELO MÉTODO DA ELIMINAÇÃO DE GAUSS, PARA
C      SISTEMAS DE BANDA SIMÉTRICA
C
C      A  =  MATRIZ CONTENDO A PARTE TRIANGULAR SUPERIOR
C             DA MATRIZ DO SISTEMA, ARMAZENADO DE ACORDO COM
C             O ESQUEMA VISTO
C      B  =  MATRIZ QUE CONTÉM ORIGINALMENTE OS COEFICIENTES
C             INDEPENDENTES. APÓS A SOLUÇÃO DO SISTEMA, IRÁ
C             CONTER OS VALORES DAS ICÓGNITAS DO SISTEMA
C
C      N  =  NÚMERO ATUAL DE ICÓGNITAS
C      MS =  LARGURA DE BANDA ATUAL
C      NX =  DIMENSÃO DA LINHA DE A E B
C      MX =  DIMENSÃO DA CULUNA DE A
C
C      D  =  VETOR AUXILIAR
C
      DIMENSION A(NX,MX),B(NX),D(MX)
      N1=N-1
      DO 100 K=1,N1
        C=A(K,1)
        K1=K+1
        IF(ABS(C)-0.000001)1,1,3
1      WRITE(6,2)K
2      FORMAT('***** SINGULARIDADE NA LINHA ',I5)
        MS=0
        GO TO 300
C
C      DIVISÃO DA LINHA PELO COEFICIENTE DA DIAGONAL
C
3      NI=K1+MS-2
        L=MIN(NI,N)
        DO 11 J=2,MS
11       D(J)=A(K,J)
          DO 4 J=K1,L
            K2=J-K+1
4          A(K,K2)=A(K,K2)/C
            B(K)=B(K)/C
C
C      ELIMINAÇÃO DA ICÓGNITA X(K) DA LINHA I
C
          DO 10 I=K1,L
            K2=I-K1+2
            C=D(K2)
            DO 5 J=I,L
              K2=J-I+1
              K3=J-K+1
5              A(I,K2)=A(I,K2)-C*A(K,K3)
10          B(I)=B(I)-C*B(K)
100 CONTINUE
C
C      CÁLCULO DA ÚLTIMA ICÓGNITA
C

```

```

      IF (ABS(A(N,1))-0.000001)300,300,101
101 B(N)=B(N)/A(N,1)
C
C      APLICAÇÃO DO PROCESSO DE SUBSTITUIÇÃO REGRESSIVA PARA DETERMINAÇÃO
C      DAS ICÓGNITAS
C
      DO 200 I=1,N1
        K=N-I
        K1=K+1
        NI=K1+MS-2
        L=MIN(NI,N)
        DO 200 J=K1,L
          K2=J-K+1
200      B(K)=B(K)-A(K,K2)*B(J)
C
300 RETURN
      END
C
C*****
C      SUBROTINA PARA CÁLCULO DE RESULTADOS SECUNDÁRIOS      *
C*****
C
      SUBROUTINE RESUL(EPS,KON,DERIV,X,Y,AL,NC,S,NBEL1,NBEL2,V1,V2,
*
*          CAP)
C
      COMMON NN,NE,NLN,NBN,NDF,NNE,N,MS,IN,IN2,IO,IS
      DIMENSION KON(1),X(1),Y(1),AL(1),C2(3),C3(3),DERIV(1),EPS(1),
*
*          DN(10000),S(1),NBEL1(1),NBEL2(1)
C
      NEL = NÚMERO DO ELEMENTO ATUAL
      N1,N2,N3 = NÚMERO DO PRIMEIRO, SEGUNDO, E TERCEIRO NÓ DO ELEMENTO
C
      DO 100 NEL=1,NE
        L=NNE*(NEL-1)+1
        N1=KON(L)
        N2=KON(L+1)
        N3=KON(L+2)
C
C      CÁLCULO DA SEGUNDA LINHA (C2), E TERCEIRA LINHA (C3), DA MATRIZ C
C      A = ÁREA DO ELEMENTO VEZES 2
C
      C2(1)=Y(N2)-Y(N3)
      C2(2)=Y(N3)-Y(N1)
      C2(3)=Y(N1)-Y(N2)
      C3(1)=X(N3)-X(N2)
      C3(2)=X(N1)-X(N3)
      C3(3)=X(N2)-X(N1)
      A=(C2(1)*C3(2)-C2(2)*C3(1))
      DO 5 I=1,3
        C2(I)=C2(I)/A
5      C3(I)=C3(I)/A
C
C      CÁLCULO DAS DERIVADAS DAS VARIÁVEIS DO PROBLEMA PARA CADA ELEMENTO
C
      L=2*(NEL-1)
      DERIV(L+1)=AL(N1)*C2(1)+AL(N2)*C2(2)+AL(N3)*C2(3)
      DERIV(L+2)=AL(N1)*C3(1)+AL(N2)*C3(2)+AL(N3)*C3(3)
      DN(NEL)=SQRT(DERIV(L+1)**2+DERIV(L+2)**2)
C
100 CONTINUE
C
C      CALCULO DA CAPACITANCIA
C

```

```

C      LADO DE DENTRO
C
      SUM1=0.
      DO 6 I=1,NC
        NEL=NBEL1(I)
        SUM1=SUM1+EPS(NEL)*DN(NEL)*S(I)
      6 CONTINUE
C
C      LADO DE FORA
C
      SUM2=0.
      DO 7 I=1,NC
        NEL=NBEL2(I)
        SUM2=SUM2+EPS(NEL)*DN(NEL)*S(I)
      7 CONTINUE
C
C      PERMISSIVIDADE DIELETRICA DO VACUO EPSO=8.85E-12
C
      EPSO=8.85E-12
C
      CAP=EPSO*(SUM1+SUM2)*1.E12/ABS(V1-V2)
C
      RETURN
      END
C
C*****
C      SUBROTINA DE IMPRESSÃO DOS RESULTADOS      *
C*****
C
      SUBROUTINE OUTPT(X,Y,AL,DERIV,CAP)
C
      COMMON NN,NE,NLN,NBN,NDF,NNE,N,MS,IN,IN2,IO,IS
      DIMENSION AL(1),X(1),Y(1),DERIV(1)
C
      IMPRESSÃO DO VALOR DAS VARIÁVEIS DO PROBLEMA EM CADA ONTO NODAL
C
      WRITE(IO,1)
      1 FORMAT(/1X,130('*'))/'RESULTADOS'/'VARIÁVEIS NODAIS' /7X,'NÓ',
      *6X,'VARIÁVEL')
      WRITE(IO,2) (I,AL(I),I=1,NN)
      2 FORMAT(I10,F15.4)
C
      IMPRESSÃO DAS DERIVADAS DAS VARIÁVEIS DO PROBLEMA
C
      WRITE(IO,3)
      3 FORMAT(/' DERIVADAS DAS VARIÁVEIS DO PROBLEMA PARA CADA ELEMENTO'
      * /4X,'ELEMENTO',9X,'X',14X,'Y',14X,'N')
      DO 4 I=1,NE
        K=2*(I-1)
        DN=SQRT(DERIV(K+1)**2+DERIV(K+2)**2)
      4 WRITE(IO,5) I,DERIV(K+1),DERIV(K+2),DN
      5 FORMAT(I10,3F15.5)
      WRITE(IO,6)
      6 FORMAT(/1X,130('*'))
C
C      VALOR DA CAPACITANCIA
C
      WRITE(IO,9)
      9 FORMAT(/3X,'CAPACITANCIA')
      WRITE(IO,11)CAP
      11 FORMAT(/3X,'C = ',F8.3,' [pF]')
C
      IMPRESSÃO DOS RESULTADOS NO ARQUIVO PARA CONFECÇÃO DOS GRÁFICOS

```

```

C      WRITE(15,70)NN
      WRITE(15,72)(I,X(I),Y(I),AL(I),I=1,NN)
C
70  FORMAT(I6)
72  FORMAT(I4,3F10.5)
C
      RETURN
      END
C
C*****
C      FIM DO PROGRAMA      *
C*****

```

## Referências bibliográficas

- FIGLIOLA, R. S., BEASLEY, D. E. *Theory and design for mechanical measurements*. John Wiley e Sons, 2000.
- KREYSZIG, E. *Advanced Engineering Mathematics*. John Wiley & Sons, 8 ed., 1999.
- NICENO, BOJAN. *EasyMesh - A two-dimensional quality mesh generator*. [http:// www-dinma.univ.trieste.it/~nirftc/research/easymesh/easymesh.html](http://www-dinma.univ.trieste.it/~nirftc/research/easymesh/easymesh.html), 1998.
- SILVESTER, P. P., FERRARI, R. L. *Finite elements for electrical engineers*. Cambridge University Press, 2. ed, 1990.
- SMITH, S. W. *Digital Signal Processing*. California Technical Publishing, 2.ed, San Diego, California, 1999.
- XIE, C. G., STOTT, A. L., PLASKOWSKI, A., BECK, M. S. Design of capacitance electrodes for concentration measurement of two-phase flow. *Measurement Science and Technology*, v. 1, p. 65-78, 1990.
- YANG, W. Q., BECK, M. S. An intelligent cross correlator for pipeline flow velocity measurement. *Flow Measurement and Instrumentation*, v. 8, p. 77-84, 1997.